



**Titre:** Influence des caractéristiques géomécaniques du réseau de fractures sur les pressions d'injection limites  
Title:

**Auteur:** Sophie Lim  
Author:

**Date:** 2015

**Type:** Mémoire ou thèse / Dissertation or Thesis

**Référence:** Lim, S. (2015). Influence des caractéristiques géomécaniques du réseau de fractures sur les pressions d'injection limites [Mémoire de maîtrise, École Polytechnique de Montréal]. PolyPublie. <https://publications.polymtl.ca/2026/>  
Citation:

 **Document en libre accès dans PolyPublie**  
Open Access document in PolyPublie

**URL de PolyPublie:** <https://publications.polymtl.ca/2026/>  
PolyPublie URL:

**Directeurs de recherche:** Robert Corthésy, Marco Quirion, & Maria-Helena Leite  
Advisors:

**Programme:** Génie civil  
Program:

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

INFLUENCE DES CARACTÉRISTIQUES GÉOMÉCANIQUES DU RÉSEAU DE  
FRACTURES SUR LES PRESSIONS D'INJECTION LIMITES

SOPHIE LIM

DÉPARTEMENT DES GÉNIES CIVIL, GÉOLOGIQUE ET DES MINES

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

MÉMOIRE PRÉSENTÉ EN VUE DE L'OBTENTION  
DU DIPLÔME DE MAÎTRISE ÈS SCIENCES APPLIQUÉES  
(GÉNIE CIVIL)

DÉCEMBRE 2015

UNIVERSITÉ DE MONTRÉAL

ÉCOLE POLYTECHNIQUE DE MONTRÉAL

Ce mémoire intitulé :

INFLUENCE DES CARACTÉRISTIQUES GÉOMÉCANIQUES DU RÉSEAU DE  
FRACTURES SUR LES PRESSIONS D'INJECTION LIMITES

présenté par : LIM Sophie

en vue de l'obtention du diplôme de : Maîtrise ès sciences appliquées

a été dûment accepté par le jury d'examen constitué de :

M. GERVAIS Félix, Doctorat, président

M. CORTHÉSY Robert, Ph. D., membre et directeur de recherche

Mme LEITE Maria Helena, Ph. D., membre et codirectrice de recherche,

M. QUIRION Marco, Ph. D., membre et codirecteur de recherche

M. LÉGER Pierre, Ph. D., membre

## REMERCIEMENTS

Je tiens à remercier mes directeurs de recherche, professeur Robert Corthésy, professeure Maria Helena Leite et Marco Quirion, pour leur contribution au projet et pour l'accroissement de mes connaissances en mécanique des roches. Leur support et leur grande disponibilité ont permis l'achèvement de ce long travail.

Je tiens également à remercier le FQRNT, le CRSNG et Hydro-Québec pour leur support financier au projet. Le programme de bourse en milieu de pratique — BMP Innovation a grandement contribué à accroître ma volonté à poursuivre mes études.

Finalement, il m'est impossible d'imaginer la réalisation du projet sans l'aide de mes proches et amis. Je tiens à remercier spécialement mon amoureux Gilbert Blais, mes beaux-parents Ginette Gilbert Blais et Pierre Blais, ma bonne amie Isabelle Jamison et ma famille pour leur soutien moral dans ce projet qui s'est apparenté à un «IronMan».

## RÉSUMÉ

L'injection de coulis de ciment dans la roche fracturée permet d'améliorer l'étanchéité et la résistance des massifs rocheux sur lesquels reposent les fondations des ouvrages civils, notamment les barrages hydroélectriques. En Amérique du Nord, la méthode la plus répandue consiste à injecter le coulis à une pression égale ou inférieure au critère empirique de 25 kPa par mètre de couvert. Le critère utilisé pour définir la pression limite est conservateur car il réduit et simplifie l'état des contraintes naturelles en des contraintes dues à la gravité seulement et il ne tient pas compte des caractéristiques mécaniques du massif rocheux et du coulis d'injection. L'objectif de cette étude est de vérifier l'influence des paramètres géomécaniques sur la pression d'injection et la pertinence d'une pression d'injection établie sur la base du critère empirique de 25 kPa/m avec le logiciel d'éléments distincts UDEC à l'aide d'un modèle bidimensionnel comportant un réseau de fractures simple et un nombre d'intrants limité.

Le soulèvement hydraulique observé lors de l'injection des fractures est sensible à la pression d'injection et aux paramètres rhéologiques du coulis d'injection ainsi qu'à la résistance mécanique et l'ouverture des fractures. Dans cette étude, l'injection de coulis est simulée dans un massif rocheux dont les conditions (ouvertures de fractures constantes et contrainte horizontale équivalente à la contrainte verticales) sont favorables à l'hydrosoulèvement des fractures. Ce soulèvement a été observé à des pressions d'injection légèrement supérieures à celles prescrites par l'industrie. Le mécanisme de soulèvement est principalement lié aux fractures près de la surface. Comme le modèle ne comporte pas la possibilité d'introduire des paramètres du coulis variant dans le temps, celui-ci parcourt une distance beaucoup plus grande que ce que l'on observe en réalité. De plus, le modèle bidimensionnel comporte certaines limites et hypothèses restreignant l'interprétation des résultats parce que celui-ci reproduit difficilement la géométrie complexe des fractures et le phénomène de diffusion du coulis dans un espace tridimensionnel. Toutefois, une comparaison des pressions limites est quand même possible et elle permet de mettre en lumière l'influence des paramètres géomécaniques sur la grandeur de ces pressions.

## ABSTRACT

Grouting jointed rock masses improves their water tightness and strength for civil infrastructure foundations such as hydroelectric dams. In North America, the most common method involves injecting grout in fractures at a pressure given by a rule of thumb of 25 kPa per meter of rock cover. The criterion used to define the limit pressure is conservative because it considers a state of stress due to gravity only and does not take into account the geomechanical characteristics of the rock mass and the properties of the injection grout. The objective of this study is to verify the influence of geomechanical parameters on maximum injection pressures and compare it to the empirical criterion of 25 kPa /m using UDEC, a distinct element code for 2D modelling of fractured rock masses.

The hydrojacking mechanism during fracture injection is sensitive not only to the grout pressure but also to its rheological parameters as well as the strength and the opening of the fractures. In this study, grouting in different rock mass models is simulated with conditions (constant-width fractures openings and horizontal stress equivalent to the vertical stress) favorable to hydrojacking. With the numerical model, hydrojacking was observed at injection pressures slightly higher than those prescribed by the industry. The jacking mechanism is mainly related to fractures near the surface. Because the model does not include the possibility of introducing time dependent grout parameters, grout flows at larger distances than what is observed in the field. In addition, the two-dimensional model has certain limitations and requires assumptions restricting the direct transposition of results to the field due to the complexity of fracture geometries and the grout spreading in 3D. A relative comparison of limit grouting pressures is nonetheless possible and it highlights the effects of certain geomechanical parameters on its magnitude.

## TABLE DES MATIÈRES

REMERCIEMENTS .....	III
RÉSUMÉ.....	IV
ABSTRACT .....	V
TABLE DES MATIÈRES .....	VI
LISTE DES TABLEAUX.....	IX
LISTE DES FIGURES.....	XI
LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS .....	XIX
LISTE DES ANNEXES .....	XXI
CHAPITRE 1 INTRODUCTION.....	1
1.1 Objectif général .....	1
1.2 Structure du projet .....	3
CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE.....	4
2.1 Caractérisation géomécanique des fractures .....	5
2.2 Circulation des fluides d'injection .....	11
2.2.1 Fluide de Bingham .....	11
2.3 Pratique de l'injection .....	14
2.3.1 Campagne d'injection .....	14
2.3.2 Méthodes d'injections .....	16
2.3.3 Détermination des pressions d'injection .....	18
2.4 Études sur la modélisation numérique de l'injection .....	22
2.4.2 Résumé de la revue .....	27
CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE.....	28
3.1 Choix du logiciel .....	28

3.1.1	Validation du comportement mécanique du modèle .....	29
3.2	Présentation du modèle .....	46
3.2.1	Données de terrain .....	46
3.2.2	Développement du modèle numérique .....	49
3.2.3	Hypothèses pour la construction du modèle numérique .....	51
CHAPITRE 4 RÉSULTATS .....		66
4.1	Influence des paramètres géomécaniques et rhéologiques .....	67
4.1.1	Paramètres rhéologiques du coulis d'injection .....	68
4.1.2	Ouverture des fractures .....	71
4.1.3	Angle de frottement de la fracture .....	75
4.1.4	Ponts de roche intacte .....	81
4.1.5	Contraintes dans le massif rocheux .....	83
4.2	Géométrie du réseau de fractures .....	89
4.2.1	Modèle 2 (géométrie 2 : fractures continues à pendage de 45°) .....	90
4.2.2	Modèle 3 (géométrie 3 : fractures discontinues horizontales et verticales) .....	92
4.2.3	Modèle 4 (géométrie 4 : fractures générées par la fonction Voronoï) .....	94
4.3	Effet de la méthode d'injection .....	96
CHAPITRE 5 DISCUSSION .....		99
5.1	Influence des paramètres géomécaniques du modèle .....	99
5.1.1	Propriétés rhéologiques du coulis .....	99
5.1.2	Ouverture des fractures .....	100
5.1.3	Angle de frottement des fractures .....	101
5.1.4	Ponts de roche intacte .....	101
5.1.5	Contraintes horizontales du massif rocheux .....	102



5.2	Géométrie du réseau de fractures .....	102
5.3	Effet de la méthode d'injection .....	103
5.4	Discussion générale .....	103
CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS .....		105
6.1	Contribution du projet .....	105
6.2	Recommandations .....	106
BIBLIOGRAPHIE .....		108
ANNEXES .....		111

## LISTE DES TABLEAUX

Tableau 3-3: Comparaison des solutions analytique et numérique UDEC de la contrainte en traction maximale (avant soulèvement du bloc) pour chacun des cas. ....	31
Tableau 3-5: Effet des paramètres liés à la résistance au cisaillement ( $\Phi$ , $\Psi$ et $C_f$ ) sur la contrainte tangentielle limite au déplacement .....	34
Tableau 3-7 : Paramètres rhéologiques du coulis.....	38
Tableau 3-8 : Pression de fluide critique au soulèvement pour le modèle au bloc avec les fractures verticales.....	39
Tableau 3-9 : Pression de fluide critique au soulèvement pour le modèle au bloc avec les fractures inclinées.....	44
Tableau 3-10: Paramètres mécaniques du fluide selon le rapport eau/ciment. D'après l'IREQ (Saleh, Tremblay, & Mnif, 1995) pour un ciment Portland type 10 - $D_{50} = 0,016\text{mm}$ et $D_{\max}=0.1\text{mm}$ .....	44
Tableau 3-11: Caractéristiques des familles de joints relevées à proximité de l'aménagement hydroélectrique Eastmain .....	47
Tableau 3-12: Paramètres et valeurs géomécaniques du roc dans le massif rocheux .....	49
Tableau 3-13 : Paramètres et valeurs géomécaniques des fractures du massif rocheux .....	50
Tableau 3-14 : Paramètres et valeurs rhéologiques du coulis de ciment. D'après l'IREQ (Saleh et al., 1996) pour un ciment Portland type 10 - $D_{50} = 0,016\text{mm}$ et $D_{\max}=0.1\text{mm}$ . ....	50
Tableau 4-1 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle .....	68
Tableau 4-2 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle .....	72
Tableau 4-3 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle .....	75
Tableau 4-4 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle .....	81
Tableau 4-5 : Paramètres du critère de rupture .....	82
Tableau 4-6: Propriétés mécaniques de la roche, des fractures et du coulis du modèle. ....	85
Tableau 4-7 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle. ....	89

Tableau 4-8 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle.....	97
Tableau B-1 : Modèle à deux blocs – Résistance à la traction.....	118
Tableau B-2 : Modèle à deux blocs - Résistance au cisaillement.....	118
Tableau B-3 : Modèle à deux blocs imbriqués – fractures verticales – analyse avec injection....	120
Tableau B-4 : Modèle à deux blocs imbriqués – fractures inclinées - analyse avec injection.....	121
Tableau B-5 : Modèle à deux blocs superposés –analyse de la distance du coulis d’injection...	123
Tableau C-1 : Modèle 1 : familles de fractures verticales et horizontales.....	124
Tableau C-2 : Modele 2 : familles de fractures à pendage + et - 45°.....	125
Tableau C-3 : modèle 3 : familles de fractures horizontales et verticales discontinues.....	127
Tableau C-4 : Modele 4 : familles de fractures construites selon la géométrie Voronoï.....	128

## LISTE DES FIGURES

Figure 2-1 : La géométrie tridimensionnelle d'une fracture (Olsson et Barton (2001)).	5
Figure 2-2: Classification JRC de Barton (1976).	6
Figure 2-3 : Déplacement élastique de l'ouverture ( $\Delta a$ ) et rigidité des fractures (Rafi & Stille, 2014).	7
Figure 2-4 : Bris graduel des aspérités (Gothall et Stille (2009)).	8
Figure 2-5 : Relation entre la résistance au cisaillement et la contrainte normale : (a) concept de la dilataance (b) Modèle bi-linéaire de Patton (1966)	10
Figure 2-6 : Relation entre la résistance en cisaillement et les déplacements tangentiel et normal	10
Figure 2-7 : Comparaison entre le comportement d'un corps de Bingham (courbe 2) et d'un corps Newtonien (courbe 1) (Weaver & Bruce, 2007).	11
Figure 2-8 : Représentation des paramètres influençant sur la distance parcourue du fluide (Rahmani (2010)).	14
Figure 2-9 : Schéma présentant une passe d'injection.	15
Figure 2-10 : Comparaison des critères limites de la méthode traditionnelle (a) et du GIN (b) (Lombardi (2008)).	17
Figure 2-11 : Abaque (américain) des pressions d'injection maximales en relation avec la hauteur du couvert de roche (Houlsby, 1990; Stille & al., 2012).	20
Figure 2-12 : Abaque (européen) des pressions d'injection maximales en relation avec la hauteur du couvert (Stille et al., 2012).	21
Figure 2-13 : Critère de pression d'injection en fonction de la distance parcourue.	22
Figure 2-14 : Propriétés du modèle et ses conditions frontières ( $\theta = 45^\circ$ et $\beta = 30^\circ, 60^\circ$ ou $90^\circ$ ) (Maadikhah & Mortazavi (2009)).	23
Figure 2-15: Géométrie des modèles (a) $\beta = 30^\circ$ , (b) $\beta = 60^\circ$ et (c) $\beta = 90^\circ$ (Maadikhah et Mortazavi (2009)).	24

Figure 2-16 : Pénétration d'un coulis avec propriétés constantes (A) et d'un coulis avec propriétés variant selon le temps et considérant le temps de prise (B) suite à une injection à une pression de 1 MPa à l'intersection du point (0 m, 25 m) (Hässler et al. (1992b) .....24	24
Figure 2-17: Modèle avec deux systèmes de fractures. Les grandes fractures sont présentes à l'intérieur d'une matrice de roche fracturée. ....26	26
Figure 3-1 : Modèle à deux blocs pour l'analyse du comportement mécanique de la fracture.....30	30
Figure 3-2 : Modèle à deux blocs soumis à une contrainte en traction. ....31	31
Figure 3-3 : Représentation graphique des vecteurs déplacement pour le cas 1. À gauche, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 135 kPa et le déplacement maximal est de 0,03mm. À droite, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 135.1 kPa et le déplacement maximal est de 61,22 mm.....32	32
Figure 3-4 : Profil de la contrainte normale sur la fracture à limite de la contrainte menant au soulèvement (135 kPa). ....33	33
Figure 3-5 : Modèle à deux blocs soumis à une contrainte tangentielle. ....34	34
Figure 3-6 : Représentation graphique des vecteurs déplacement pour le cas 1. Respectivement à gauche et à droite, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en tangentielle de 0,01 kPa et 0,50 kPa. Le déplacement maximal est de 14,7 mm (déplacement élastique) comparativement à 19,3 mm (déplacement plastique). ....35	35
Figure 3-7 : Convergence de la solution numérique pour les modèles dont le bloc supérieur est soumis à une contrainte en tangentielle de 0,010 kPa et 0,500 kPa. ....35	35
Figure 3-8 : Effet de l'angle de dilatance sur le déplacement tangentiel. ....36	36
Figure 3-9 : Modèle à deux blocs encastrés (fractures verticales) et injection en un point. ....37	37
Figure 3-10 : Contrainte normale et pression de fluide appliqué à la fracture horizontale pour le cas 1 soumis à une pression d'injection de 135 kPa.....40	40
Figure 3-11 : Représentation graphique des vecteurs déplacement pour le cas 1. Respectivement à gauche et à droite, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 140 kPa et 145 kPa. Le déplacement maximal est de 3,0 mm comparativement à 1,8 m. ....40	40

Figure 3-12 : Convergence de la solution numérique pour les modèles dont le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 140 kPa (à gauche) et 145 kPa (à droite).....	41
Figure 3-13 : Distribution de la pression du fluide (pp) et de la contrainte normale résultante (ns) observées aux fractures verticales perméables (à gauche) et la fracture horizontale (à droite) pour le cas 4 suite à une pression d'injection de 145 kPa (solution numérique). ....	42
Figure 3-14 : Distribution de la pression du fluide (pp) et profil d'ouverture des fractures observés pour les fractures verticales perméables du cas 4 suite à une pression d'injection de 145 kPa (solution numérique). ....	42
Figure 3-15 : Distribution de la pression du fluide (pp) et profil d'ouverture des fractures observés pour la fracture horizontale du cas 4 suite à une pression d'injection de 145 kPa (solution numérique). ....	43
Figure 3-16 : Modèle à deux blocs encastrés (fractures inclinées) et injection en un point. ....	43
Figure 3-17 : Modèle à deux blocs superposés et injection en un point .....	45
Figure 3-18 : La pression et la distance parcourue du coulis d'injection selon son rapport eau/ciment .....	46
Figure 3-19 : Influence de la pression de fluide sur l'ouverture de la fracture selon le type de coulis .....	46
Figure 3-20 : Exemple de représentation UDEC du massif rocheux fracturé.....	48
Figure 3-21 : Géométrie du modèle et conditions aux frontières.....	51
Figure 3-22: Géométrie des modèles réalisés. 1) Modèle avec familles de fractures continues horizontales et verticales. 2) Modèle avec familles de fractures continues inclinées à +/- 45 degrés. 3) Modèle avec familles de fractures discontinues horizontales et verticales. 4) Modèle avec des fractures désordonnées de géométrie Voronoï. ....	52
Figure 3-23 : Représentation tridimensionnelle du modèle 2D. Les directions X et Y sont dans l'axe de la section analysée et l'axe Z est normale à la section analysée.....	54
Figure 3-24 : Représentation du réseau de fractures dans le massif rocheux.....	55

Figure 3-25 : La perte de charge du coulis dans une fracture horizontale d'un modèle axisymétrique (3D) de forage d'injection d'un massif rocheux d'un massif rocheux fracturé. ....	56
Figure 3-26 : La perte de charge du coulis dans une fracture horizontale d'un modèle 2D de forage d'injection d'un massif rocheux d'un massif rocheux fracturé.....	57
Figure 3-27 : Relation des forces de poussées sous le bloc du modèle bidimensionnel et tridimensionnel en fonction de la distance parcourue par le coulis $2r$ sous le bloc de largeur $2r'$ . ....	58
Figure 3-28 : Vecteurs déplacement dans le modèle suite à l'initialisation des contraintes (avant les passes d'injection). Le modèle de massif rocheux fracturé comporte deux familles de joints dont l'angle de frottement est de $30^\circ$ (géométrie 1 de la section 3.2.3.1) et les paramètres généraux du modèle sont présentés dans les tableaux 3, 4 et 5 de la section 3.2.2. $K=1$ , soit les contraintes horizontales (selon $x$ et $z$ ) sont égales aux contraintes gravitaires (selon $y$ ). ....	59
Figure 3-29 : Influence des contraintes normales sur l'ouverture et la fermeture des fractures. ...	61
Figure 4-1 : Modèle de massif rocheux aux fractures verticales et horizontales .....	67
Figure 4-2 : Soulèvement de 30 mm observé à l'injection (800 kPa) du coulis 5/1 à la passe 1...	69
Figure 4-3 : Pressions d'injections limites pour chaque passe avec le coulis de rapport $e/c$ de 5/1, 1/1 et 1/2. Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont celles du critère 25 kPa/m (bornes inférieures) et celles obtenues pour le coulis de ciment 2/1 (bornes supérieures) pour chaque passe de 5 m. ....	70
Figure 4-4 : Distance parcourue à chaque passe selon le critère d'injection et le rapport $e/c$ du coulis d'injection. ....	71
Figure 4-5 : Pression limite d'injection pour un coulis 1/1 en fonction de l'ouverture d'une fracture comprise dans la passe située entre 35 et 40 m de profondeur. ....	73
Figure 4-6 : Influence de l'ouverture des fractures sur la pression limite d'injection pour un coulis 1/1. Les valeurs présentées sont les pressions d'injection pour un modèle dont les ouvertures des fractures sont de 0.05 mm et 0.1 mm. ....	73

Figure 4-7 : Effet de l'ouverture sur la distance parcourue par le coulis et comparaison entre les solutions numériques et solution numérique des distances parcourues. ....	74
Figure 4-8 : Effet de l'angle de frottement des fractures sur la pression limite d'injection pour un coulis $e/c = 1/1$ . Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont celles du critère 25 kPa/m (borne inférieure) et celles obtenues pour le modèle dont les fractures présentent un angle de frottement $\Phi = 30^\circ$ (borne supérieure) pour chaque passe de 5 m. ....	76
Figure 4-9 : Effet de l'angle de frottement des fractures sur la pression limite d'injection pour un coulis $e/c = 5/1$ . Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont celles du critère 25 kPa/m (borne inférieure) et celles obtenues pour le modèle dont les fractures présentent un angle de frottement de $\Phi = 30^\circ$ (borne supérieure) pour chaque passe de 5 m.....	77
Figure 4-10 : Effet de l'angle de frottement sur les déplacements des blocs d'un massif rocheux. Première passe (40-35m) d'injection du coulis de ciment 1/1 dans le modèle dont l'angle de frottement des fractures est de $30^\circ$ (à gauche) et $0^\circ$ (à droite) à la pression d'injection limite respective, soit 1100 kPa et 1000 kPa. Le vecteur maximal de déplacement pour le cas de gauche et de droite est respectivement de 0.236 mm et 0.329 mm. ....	78
Figure 4-11 : Effet de l'angle de frottement sur les déplacements des blocs d'un massif rocheux. Première passe (40-35m) d'injection du coulis de ciment 5/1 dans le modèle dont l'angle de frottement des fractures est de $30^\circ$ (à gauche) et $0^\circ$ (à droite) à la pression limite d'injection de 770. Le vecteur maximal de déplacement pour le cas de gauche et de droite est respectivement de 0.236 mm et 0.448 mm.....	79
Figure 4-12 : Distance maximale parcourue par le coulis de 1/1 et de 5/1 (e/c) injecté à des pressions d'injection limites et selon le critère 25 kPa/m. ....	80
Figure 4-13 : La pression d'injection limite pour chaque passe dans un massif rocheux dont les fractures comportent une résistance à la traction et une cohésion équivalente. ....	82
Figure 4-14 : Rupture (en bleu) par soulèvement de la fracture pour un modèle soumis à un $\sigma_H = \sigma_v$ . ....	83
Figure 4-15 : Rupture (en bleu) par soulèvement et rupture en cisaillement (en rouge) de la fracture pour un modèle soumis à un $\sigma_H = 3 \text{ MPa}$ . ....	84



- Figure 4-16 : Effet de la contrainte horizontale du massif rocheux sur la pression limite d'injection pour un coulis 1/1. Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour les 3 cas dont l'angle de frottement des plans des fractures est de  $0^\circ$  (bornes inférieures) et celles obtenues pour les 3 cas dont l'angle de frottement des plans des fractures est de  $30^\circ$  (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m. ....86
- Figure 4-17: Portrait de la rupture du modèle avec  $K=1$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=2700 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 1.2 MPa. ....87
- Figure 4-18: Portrait de la rupture du modèle avec  $K=1$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=1350 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 0.65 MPa. ....87
- Figure 4-19: Portrait de la rupture du modèle avec  $K=3$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=1350 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 0.65 MPa. ....88
- Figure 4-20 : Portrait de la rupture du modèle avec  $SH = 2.5 \text{ MPa}$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=1350 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 0.65 MPa. ....88
- Figure 4-21 : Déplacement critique pour le modèle 2 composé de fractures continues et inclinées à  $\pm 45$  degrés. ....90
- Figure 4-22 : La pression d'injection limite pour un coulis  $e/c = 1/1$  dans les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 2 (famille de fractures continues de  $\pm 45^\circ$ ). Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour le modèle 1 (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m. ....91
- Figure 4-23 : Patron de propagation du coulis des modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 2 (famille de fractures continues de  $\pm 45^\circ$ ) après les 8 passes d'injection à des pressions maximales. ....92
- Figure 4-24 : Patron de propagation du coulis dans les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 3 (famille de fractures discontinues verticales et horizontales) après les 8 passes d'injection. ....93
- Figure 4-25 : Modèle 3 comportant des fractures non-continues horizontales et verticales. ....93
- Figure 4-26 : Pression d'injection limite à chaque passe pour les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 3 (famille de fractures discontinues verticales et

horizontales). Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour le modèle 1 dont l'angle de frottement des plans des fractures est de 30° (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m. ....	94
Figure 4-27 : Patron de propagation du coulis dans les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 4 (famille de fractures continues générée par la fonction Voronoï) après les 8 passes d'injection. ....	95
Figure 4-28 : modèle 4 comportant des fractures générées à partir de la fonction Voronoï. ....	95
Figure 4-29 : Pression d'injection limite à chaque passe pour les modèles 1 (Fractures continues verticales et horizontales) et 4 (Fractures continues générées par la fonction Voronoï). Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour le modèle 4 dont l'angle de frottement des plans des fractures est de 30° (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m. ....	96
Figure 4-30 : La pression d'injection limite pour chaque passe dans un massif rocheux dont les fractures sont injectées selon la méthode de passes descendantes et ascendantes. Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour chacune des passes de 5m du modèle 1 dont l'angle de frottement et la résistance en traction des plans des fractures <b>remplies de coulis</b> sont respectivement de 30° et de 1 MPa et dont l'injection est de type descendantes (bornes supérieures). ....	98
Figure 6-1 : Récapitulation des résultats des différentes analyses en lien avec les critères d'injection actuels. ....	106
Figure A-1 : Représentation des blocs rigides selon la méthode des éléments distincts (à gauche) ; Représentation des blocs déformables subdivisés en zones (à droite).....	111
Figure A-2 : Couplage hydromécanique. La relation entre les différents paramètres.....	113
Figure A-3 : Pression du fluide sur les contacts des blocs : F est la force exercée par le fluide sur le contact, P est la pression exercée par le fluide sur le contact, $n \cdot L$ est l'aire sur laquelle la pression du fluide s'exerce.....	113
Figure A-4 : À gauche, graphique du débit hydraulique (Q) qui est en fonction de l'ouverture au cube, du coefficient de perméabilité et du gradient de pression hydraulique.....	114

- Figure A-5: Mécanisme de fermeture et d'ouverture hydraulique (a) de la fracture. Où  $a_0$  est l'ouverture hydraulique initiale et  $\Delta a$  est le déplacement normal à la fracture.....114
- Figure A-6: À gauche, schématisation d'un essai de cisaillement à contrainte normale; À droite, graphique présentant la relation non linéaire de la contrainte normale ( $\sigma_n$ ) en fonction de la fermeture de la fracture ( $u_n$ ).....115
- Figure A-7 : Relation linéaire entre la l'ouverture hydraulique et la contrainte normale à la fracture dans le logiciel UDEC. Les paramètres  $a_{max}$ ,  $a_0$  et  $a_{res}$  sont respectivement l'ouverture maximale, l'ouverture initiale et l'ouverture résiduelle.....115
- Figure A-8 : Génération des pressions au nœud.....116

## LISTE DES SIGLES ET ABRÉVIATIONS

$a_h$	ouverture de la fracture hydraulique
$a_o$	ouverture initiale
$a_{max}$	ouverture maximale
$a_{res}$	ouverture résiduelle
$C$	cohésion de la roche
$C_o$	résistance en compression simple de la roche intacte
$D_{50}$	granulométrie médiane
$D_{max}$	granulométrie maximale
DFN	réseau de fractures distinctes
$e/c$	rapport eau sur ciment
$E$	module de déformation ou module de Young
$F$	force normale
$G$	module de cisaillement du matériau
H-Q	Hydro-Québec
$K$	rapport des contraintes horizontales sur les contraintes verticales ( $\sigma_H/\sigma_v$ )
$K_n$	coefficient de rigidité normale de la fracture
$K_s$	coefficient de rigidité tangentielle de la fracture
JRC	facteur de rugosité ou Joint Roughness Coefficient
JCo	résistance en compression du joint
$m$	mètre
$m/v$	masse volumique
$n_s$	contrainte normale
Pa	Pascal

$P_p$	pression de fluide (coulis)
$Q$	Cote de la classification géomécanique de Barton (indice Q «Rock Mass Quality»)
RMR	Cote de la classification géomécanique de Bieniawski («Rock Mass Rating»)
RQD	Indice de la qualité du roc («Rock Quality Designation»)
$T_o$	résistance à la traction de la roche
$T_f$	résistance à la traction de la fracture
$c$	cohésion ou le seuil de cisaillement du fluide;
$C_o$	résistance à la compression de la roche intacte
$C_f$	cohésion de la fracture
$C$	cohésion de la roche intacte
$\eta$	viscosité dynamique du fluide
$\mu$	viscosité cinématique du fluide
$\delta$	déplacement (mm)
$\Phi$	angle de frottement de la roche intacte
$\Psi$	angle de dilatance
$\nu$	coefficient de Poisson
$\sigma_n$	contrainte normale à la fracture
$\tau$	résistance au cisaillement de la fracture

## LISTE DES ANNEXES

Annexe A – Code numérique .....	111
Annexe B –Analyses préliminaires .....	117
Annexe C –Modèles – Code numérique .....	124

## CHAPITRE 1 INTRODUCTION

Les injections de coulis de ciment dans les fractures sont effectuées dans le but d'améliorer les propriétés du massif rocheux, soit en réduisant la perméabilité et/ou en augmentant la résistance mécanique. De grandes campagnes d'injection sont nécessaires pour bien imperméabiliser les fondations de digues et de barrages hydroélectriques afin de minimiser les fuites d'eau du réservoir et de s'assurer de la stabilité de l'ouvrage.

Les paramètres contrôlant la qualité de l'injection sont la pression d'injection, les propriétés rhéologiques du coulis d'injection, l'ouverture des fractures, l'espacement des forages d'injection ainsi que le choix du critère d'arrêt (débit d'injection, temps d'injection ou volume de coulis). Ces derniers dépendent essentiellement de la géologie et de la perméabilité du massif rocheux fracturé (Rafi, 2012). D'ailleurs, plusieurs approches théoriques, tels le GIN (Grouting, Intensity Number – Lombardi, (1993)) ou l'injection contrôlé par l'ouverture (Aperture Controlled Grouting – Carter, Dershowitz, Shuttle & Jefferies (2012)) proposent une conception des travaux d'injection basée sur un ou plusieurs de ces paramètres. Toutefois, la pratique repose généralement sur des relations empiriques qui suggèrent, par exemple, des valeurs de pression d'injection basées sur le poids du couvert de roc pour limiter le risque de soulèvement du massif. La méthode la plus répandue en Amérique du Nord consiste à injecter le coulis à une pression égale ou inférieure au critère empirique de 25 kPa par mètre de couvert qui, à titre d'information, est la règle empirique américaine de 1 psi/ft. La méthode classique d'injection a comme limitation le fait qu'il n'y a pas d'optimisation possible de la pression d'injection en fonction des caractéristiques géomécaniques du massif rocheux.

Dans le but d'optimiser la méthode d'injection, il serait souhaitable d'établir la grandeur des pressions d'injection en fonction des conditions géomécaniques du site et des propriétés du fluide d'injection.

### 1.1 Objectif général

L'objectif de cette étude est de vérifier l'influence des paramètres géomécaniques sur la pression d'injection et d'évaluer la pertinence d'une pression d'injection établie en fonction de l'épaisseur

du couvert rocheux. La pression d'injection généralement utilisée dans la pratique en Amérique du Nord est de 1 psi par pied de couvert, soit approximativement 25 kPa/m, et ce peu importe les conditions géomécaniques du massif rocheux et le type de coulis à injecter. Pour ce faire, le recours à un modèle numérique bi-dimensionnel est suggéré et les conditions géomécaniques du modèle sont tirées des données de terrain provenant du Projet de barrage hydroélectrique Eastmain d'Hydro-Québec. L'utilisation des modèles numériques est avantageuse puisque ces modèles permettent de contrôler l'ensemble des paramètres considérés dans les analyses et de mieux cibler les mécanismes causant le soulèvement, ce qui serait extrêmement difficile à réaliser à partir d'essais sur le terrain. La circulation de fluide dans les fractures d'un massif rocheux comporte une grande complexité puisqu'elle dépend de plusieurs paramètres interdépendants.

Par l'analyse des différents modèles, il sera possible d'identifier les paramètres, essentiellement liés au coulis et aux conditions géomécaniques, qui révéleraient le potentiel d'optimisation du critère d'injection actuel.

Il est reconnu que l'injection à des pressions plus élevées permet une meilleure progression du coulis dans le réseau de fractures et peut même dans certains cas ouvrir légèrement des fractures trop fines pour être injectées à des pressions plus faibles. Avec ces pressions d'injection élevées, il faut toutefois éviter la propagation de fractures existantes (hydro-fracturation) ou encore éviter d'ouvrir inutilement des fractures existantes (soulèvement hydraulique). L'optimisation de la pression d'injection est alors définie comme l'équilibre entre une bonne pénétration du coulis sans qu'elle ne provoque de fracturation ou de soulèvement.



## 1.2 Structure du projet

Le cadre théorique est présenté dans le second chapitre. Celui-ci contient les références et les hypothèses de travail à la base de ce projet. Les principaux sujets couverts dans le chapitre 2 sont les suivants :

- 1) la caractérisation géomécanique des fractures,
- 2) la circulation des fluides d'injection,
- 3) les méthodes d'injection et le choix de la pression d'injection et
- 4) la revue des études sur l'injection de coulis dans les massifs rocheux.

Le troisième chapitre présente la méthodologie utilisée pour répondre à l'objectif du projet. Différentes analyses préliminaires ont d'abord été nécessaires afin de mieux cerner les limites et les applications du logiciel de UDEC. Cet outil numérique utilise la méthode par éléments distincts et est spécifiquement conçu pour simuler la réponse hydro-mécanique du massif rocheux fracturé. La démarche menant à l'élaboration du modèle est également abordée dans ce chapitre.

Le quatrième chapitre contient les résultats des différentes analyses menées afin d'identifier les paramètres contrôlant le phénomène du soulèvement hydraulique. L'influence de la variable sur le modèle est étudiée en isolant chacun des paramètres et en comparant les pressions d'injection du critère de 25 kPa/m aux pressions d'injection limites à l'observation d'un déplacement plastique des fractures. Les paramètres étudiés sont :

- 1) les propriétés géomécaniques du modèle et les paramètres rhéologiques du coulis,
- 2) la géométrie du réseau de fractures et
- 3) la méthode d'injection.

Finalement, le dernier chapitre expose la discussion, la conclusion et les recommandations.

## CHAPITRE 2 REVUE DE LA LITTÉRATURE

Ce chapitre est dédié aux développements théoriques nécessaires à la compréhension du projet et se divise en quatre sections :

(2.1) *Caractérisation géomécanique des fractures.* Comme la pression d'injection du coulis de ciment est essentiellement contrôlée par l'ouverture des fractures, le comportement mécanique des fractures est traité dans cette section.

(2.2) *Circulation des fluides d'injection.* La propagation des coulis d'injection dans un massif rocheux est difficilement prédictible puisqu'il y a plusieurs paramètres qui la contrôlent, soit la pression d'injection, soit les propriétés rhéologiques du coulis, soit la géométrie (ouverture hydraulique) des fractures. Le modèle théorique des fluides de Bingham, la loi cubique et le couplage hydromécanique sont exposés dans cette partie.

(2.3) *Méthodes d'injection et choix de la pression d'injection.* La pratique de l'injection des massifs rocheux repose essentiellement sur l'expérience et les méthodes empiriques. Pourtant, les différentes applications de l'injection de coulis comportent des particularités suggérant la nécessité d'adapter la méthode d'injection, d'abord parce que les travaux impliquent parfois un grand volume de coulis à injecter sur plusieurs mètres d'étendue et de profondeur et parce que le but de l'injection est d'obtenir une meilleure étanchéité et résistance mécanique du massif rocheux. Certains auteurs proposent des méthodes visant à optimiser la pression d'injection et à assurer un meilleur contrôle du risque d'hydro-soulèvement des fractures lors de l'injection (Houlsby, 1990; Lombardi & Deere, 1993; Stille, Stille, Gustafson, & Kobayashi, 2009).

(2.4) *Revue de la littérature sur la modélisation de l'injection.* Dans la littérature, la grande majorité des études porte sur l'hydrofracturation et sur la propagation des fractures en lien avec son application dans le domaine de l'exploitation des hydrocarbures. Les autres articles traitent de la circulation des coulis dans un massif rocheux. Quelques études ayant pour objectif l'optimisation des pressions d'injection ont été relevées, d'où l'intérêt de ce projet. Une revue des études en lien avec le comportement du massif rocheux en présence de fluide sous pression dans les fractures est exposée dans cette partie.

## 2.1 Caractérisation géomécanique des fractures

Afin d'étudier le comportement mécanique ou hydraulique d'un massif rocheux, il est nécessaire de définir la géométrie des fractures puisque celles-ci sont à l'origine de la circulation des fluides et des mouvements des blocs du massif rocheux.

La fracture est formée par la superposition de deux surfaces rugueuses laissant des vides de géométrie complexe. L'espacement moyen mesuré sur la section normale à la fracture est appelé ouverture mécanique ( $a_m$ ). La géométrie d'une fracture montre une variation dans son ouverture à cause des aires de contact, générées par la rugosité des surfaces, menant ainsi à la tortuosité, et à diverses interconnexions. La Figure 2-1 illustre cette idée.



Figure 2-1 : La géométrie tridimensionnelle d'une fracture (Olsson et Barton (2001)).

La géométrie de la fracture a une grande influence sur la réponse mécanique et hydraulique. D'ailleurs, l'ouverture mécanique se distingue de l'ouverture hydraulique ( $a_h$ ). L'ouverture mécanique est généralement de valeur plus élevée que l'ouverture hydraulique. Il est possible de corréler ces deux valeurs à l'aide d'une relation empirique non linéaire (Rahmani, 2010) :

$$a_m = \left( a_h \cdot {}^{2.5}\sqrt{JRC} \right)^{0.5} \quad [2.1]$$

où  $a_m$  est l'ouverture mécanique de la fracture (mm);

$a_h$  est l'ouverture hydraulique de la fracture (mm) et

JRC est le facteur de rugosité ou *Joint Roughness Coefficient*.

La relation (2.1) implique le facteur JRC (*Joint Roughness Coefficient*). Le JRC est un critère empirique basé sur l'observation du profil de rugosité de la fracture. La Figure 2-2 montre la cote JRC associée aux degrés de rugosités et d'aspérités le long du profil de la fracture. Ce facteur est

également utilisé dans le critère de Barton (1976) tel que présenté dans la section sur la déformation des fracture (2.1.1.1.).

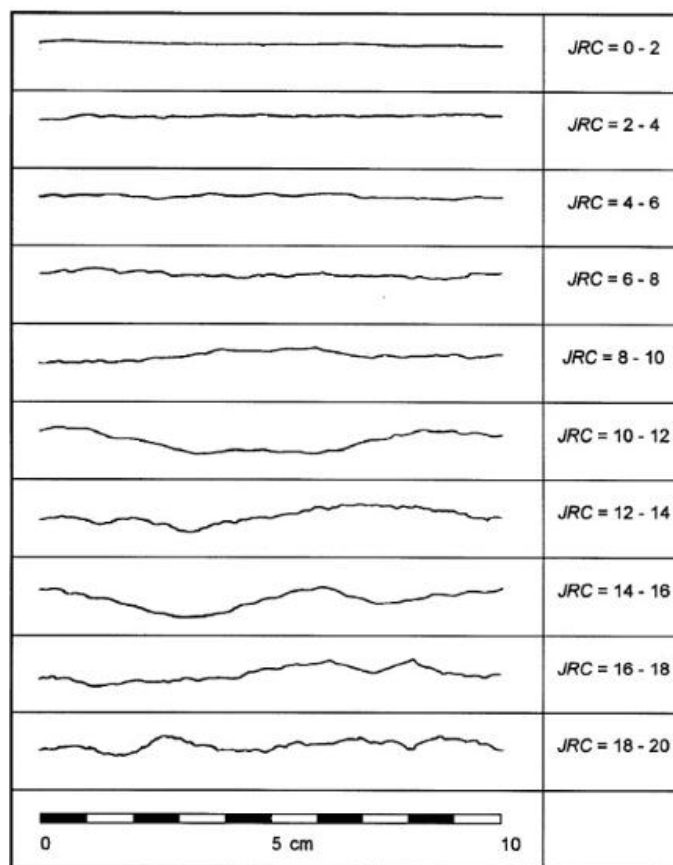


Figure 2-2: Classification JRC de Barton (1976).

#### 2.1.1.1 Le déplacement élastique des fractures

Le déplacement élastique des plans de la fracture dépend des rigidités normale et tangentielle. Le modèle théorique élastique stipule que la fracture s'ouvre ou se ferme proportionnellement à la constante de rigidité  $K_n$  en réponse à une contrainte normale à la fracture (Figure 2-3). Dans le domaine de l'injection, le déplacement normal à la fracture, aussi appelé hydrosoulèvement, est une réponse normale à la présence du coulis sous pression. Il existe une distinction entre le soulèvement élastique et plastique. Le soulèvement plastique et non contrôlé de la fracture est indésirable dans le cas de l'injection des fondations puisque celui-ci induit un changement dans l'état de contrainte du massif rocheux ou amène un déplacement permanent de la surface du roc (Rafi & Stille 2013).

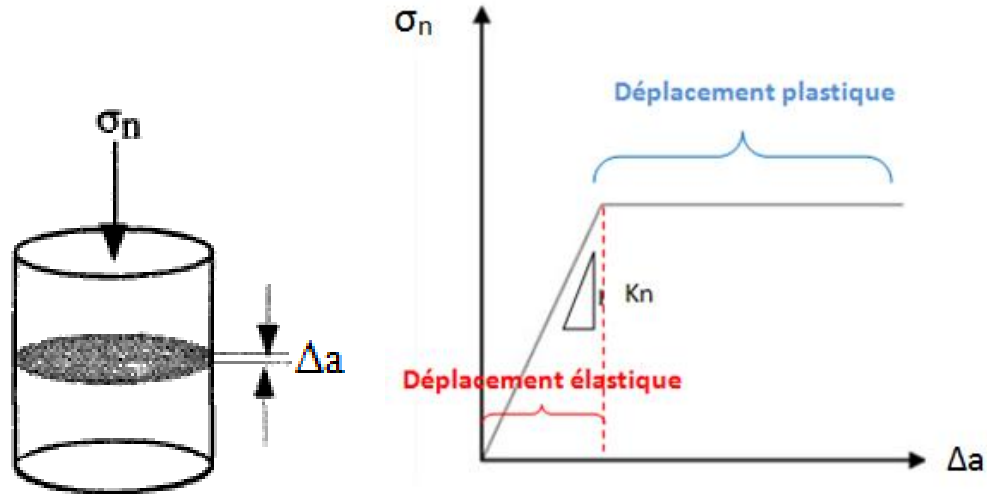


Figure 2-3 : Déplacement élastique de l'ouverture ( $\Delta a$ ) et rigidité des fractures (Rafi & Stille, 2014).

La loi est linéaire et correspond davantage dans le cas où les fractures sont lisses (équation 2.2)

$$K_n = \frac{\sigma_n}{\Delta a} \quad [2.2]$$

où  $\Delta a$  est le déplacement élastique normal à l'ouverture (m);

$\sigma_n$  est la contrainte normale à la fracture (MPa) et

$K_n$  est la rigidité normale de la fracture (MPa/m).

Lorsqu'il y a des aspérités et des rugosités, la fracture montre des points de contact qui entraînent une distribution non uniforme des contraintes normales le long de la fracture rendant ainsi la relation non-linéaire. Le modèle élasto-plastique de Barton-Bandis tient compte de l'effet des aspérités sur la résistance et la déformabilité des fractures en incluant des paramètres tels que le JRC et le JCS. Le modèle analytique est présenté à l'équation 2.3.

$$K_n = K_{ni} \left[ \frac{1 - \sigma_n}{V_m \cdot k_{ni} + \sigma_n} \right]^{-2} \quad [2.3]$$

$$\text{Et } K_{ni} = 0.02 \cdot \left( JCS_0 / a_0 \right) + 2 \cdot JRC_0 - 10 \quad [2.4]$$

$$\text{Et } V_m = A + B (JRC_0) + C \left( JCS_0 / a_0 \right)^D \quad [2.5]$$

où  $K_n$  est la rigidité normale de la fracture (MPa/m);

$K_{ni}$  est la rigidité normale initiale de la fracture (MPa/m);

$V_m$  est la fermeture de la fracture (m);

$JCS_0$  est la résistance à la compression uniaxiale de la roche (MPa);

$JRC_0$  est le facteur de rugosité initial de la fracture et

$a_0$  est l'ouverture initiale de la fracture (m).

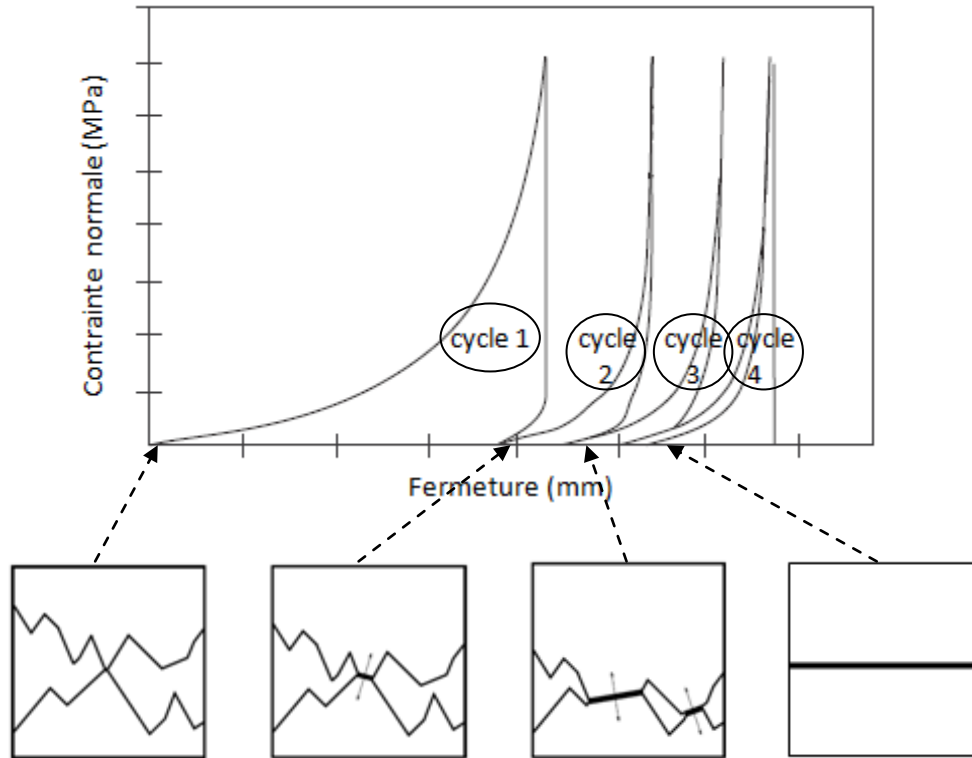


Figure 2-4 : Bris graduel des aspérités (Gothall et Stille (2009)).

La rigidité de la fracture varie au cours des cycles de chargement et de déchargement sous contrainte normale constante puisque les aspérités se brisent graduellement sous la contrainte en compression. Ainsi, la fermeture diminue à mesure que la fracture est sollicitée. La Figure 2-4 présente ce phénomène.

### 2.1.1.2 La résistance au cisaillement de la fracture

Dans les massifs de roches cristallines, les surfaces de fractures présentent généralement des aspérités et des rugosités. Selon l'équation 2.6, la résistance au cisaillement dépend du contact entre les plans d'une fracture qui est traduit par la contrainte normale à la fracture ainsi que par la cohésion, l'angle de frottement et l'angle de dilatance de la fracture. Dans un contexte où les grandes familles de fractures sont sub-verticales, l'influence de la résistance au cisaillement n'est pas négligeable lorsque les contraintes normales aux fractures sont élevées.

$$\tau_f = C_f + \sigma_n \cdot \tan(\Phi + \psi) \quad [2.6]$$

où  $\tau_f$  est la résistance en cisaillement de la fracture;

$C_f$  est la cohésion de la fracture ;

$\sigma_n$  est la contrainte normale au plan de cisaillement de la fracture ;

$\Phi$  est l'angle de frottement de la fracture et

$\psi$  est l'angle de dilatance de la fracture.

Afin de tenir compte de ces rugosités, le terme de dilatance  $\psi$  est ajouté au modèle linéaire de Mohr-Coulomb. L'interaction des rugosités des surfaces de la fracture lors d'un déplacement tangentiel engendre un déplacement normal. Le rapport de ces déplacements est la tangente de l'angle de dilatance  $\psi$  (voir la Figure 2-5 a).

La Figure 2-5 (b) montre la résistance au cisaillement en fonction de la contrainte normale. La droite 2 représente l'enveloppe de rupture et elle note une pente plus abrupte puisque la résistance au cisaillement est plus élevée due à la présence des aspérités. La pente est alors liée à  $\psi$  et  $\Phi$ . À la longue, le déplacement tangentiel le long de la fracture finit par briser les aspérités et la résistance au cisaillement est alors réduite. La pente de la droite 1 est l'angle  $\Phi$ .

Comme pour le déplacement normal de la fracture, le déplacement en cisaillement élastique ( $u_s$ ) est aussi dicté par une relation linéaire impliquant la rigidité tangentielle ( $K_s$ ). Un déplacement

élastique est réversible. Une fois que la contrainte en cisaillement ( $\tau$ ) appliquée atteint la résistance au cisaillement ( $\tau_{\max}$ ), le déplacement tangentiel plastique est démarré. Le déplacement plastique est associé à un état irréversible et non contrôlé (Figure 2-6).

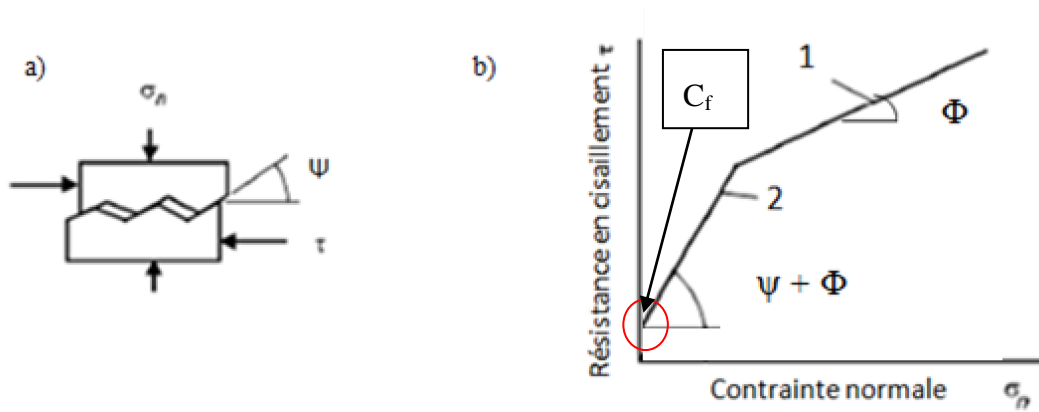


Figure 2-5 : Relation entre la résistance au cisaillement et la contrainte normale : (a) concept de la dilatance (b) Modèle bi-linéaire de Patton (1966)

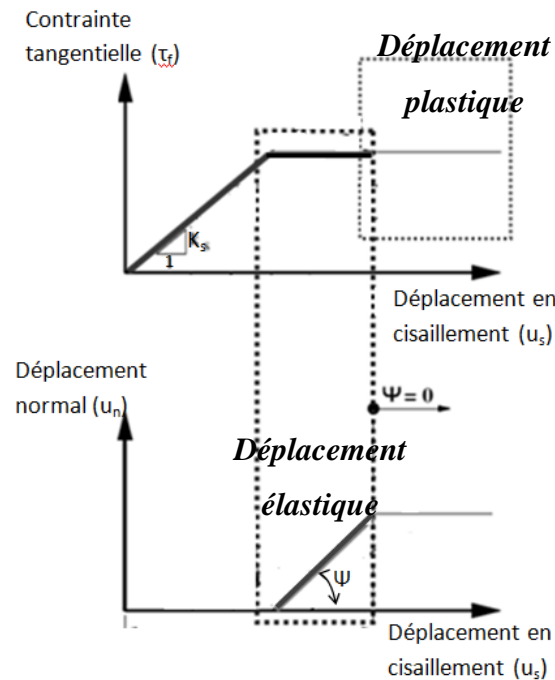


Figure 2-6 : Relation entre la résistance en cisaillement et les déplacements tangentiel et normal



## 2.2 Circulation des fluides d'injection

La propagation des coulis d'injection dans un massif rocheux est un phénomène complexe puisque plusieurs facteurs le contrôlent. D'abord, le coulis d'injection est un fluide de Bingham et la fluidité de ce dernier dépend de sa cohésion et sa viscosité. La circulation du fluide dépend de la perméabilité du massif rocheux liée aux intersections et ouvertures des fractures qui y sont présentes.

### 2.2.1 Fluide de Bingham

Le coulis dont le comportement est le plus souvent associé à un fluide de Bingham, a un comportement viscoplastique et ne circule donc pas aussi bien que l'eau dans les fractures. Ceci est causé par une différence majeure dans la rhéologie de l'eau et du coulis d'injection. L'eau est un fluide visqueux newtonien et ne possède pas de propriété de cohésion (seuil d'écoulement). Le coulis possède une viscosité et un seuil d'écoulement (ou cohésion). La Figure 2-7 illustre ce concept.

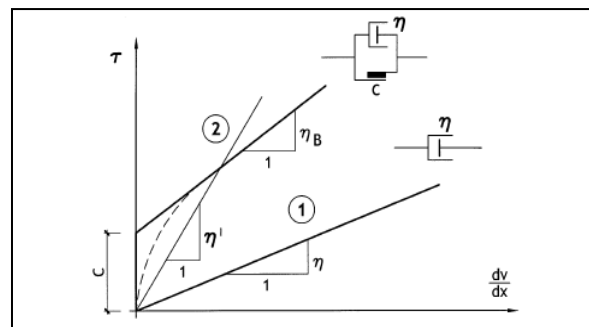


Figure 2-7 : Comparaison entre le comportement d'un corps de Bingham (courbe 2) et d'un corps Newtonien (courbe 1) (Weaver & Bruce, 2007).

La relation qui existe entre la contrainte de cisaillement présente dans le fluide et la vitesse en cisaillement est donnée par :

$$\tau_f = c + \eta \cdot D \quad [2.7]$$

où  $\tau_f$  est la résistance au cisaillement du fluide;

$c$  est la cohésion ou le seuil de cisaillement du fluide;

$\eta$  est la viscosité dynamique et

$D$  est la vitesse de cisaillement.

Ainsi, pour le coulis d'injection ou le fluide de Bingham, il est requis de générer une pression minimale (seuil de cisaillement -  $c$ ) pour amorcer son déplacement (écoulement). De plus, la perte de charge sera plus grande étant donné sa consistance plus visqueuse ( $\eta$ ).

### **2.2.1.1 Fluidité du coulis d'injection**

La cohésion et la viscosité déterminent la distance et la facilité avec laquelle le fluide se déplacera dans une fracture. La cohésion de même que la viscosité d'un coulis augmentent avec sa densité (ou consistance). Pour les simples mélanges de coulis de ciment (sans additif), cette consistance est en lien avec le rapport eau/ciment ( $e/c$ ). De façon pratique, le rapport se définit comme étant la masse d'eau à mélanger par unité de masse de ciment ou le volume d'eau à mélanger par unité de volume de ciment. Ce rapport s'exprime généralement en volume comme c'est le cas dans le cadre de cette étude.

L'utilisation de coulis stable est souvent citée dans la littérature. Les coulis stables sont des coulis denses, soit de faible rapport  $e/c$ , dont les propriétés mécaniques finales et la résistance au lessivage sont élevées. Les coulis de rapport  $e/c$  inférieur à 1 sont considérés comme des coulis stables donnant un mélange plus homogène et un risque de séparation de la phase liquide et solide (sédimentation, filtration et ressuage) moins élevé (Hässler, Hakansson, & Stille, 1992b). La cohésion d'un coulis stable est plus élevée, mais peut être cependant réduite à l'aide d'additifs de type superplastifiant.

Le coulis d'injection est thixotrope et sensible à la température, c'est-à-dire que ses propriétés rhéologiques varient avec le temps et selon la température du milieu dans lequel il est injecté. De plus, le coulis est un fluide viscoplastique. Alors le coulis progresse dans le milieu, la pression d'injection diminue et celui-ci devient de moins en moins fluide, se changeant finalement sous sa forme solide. Le résultat de l'injection est donc difficile à prévoir parce que les paramètres du coulis varient avec le temps. Ce phénomène n'est pas pris en compte dans cette étude.

### 2.2.1.2 Perméabilité des fractures

La perméabilité du massif rocheux est essentiellement contrôlée par la fréquence, l'interconnexion et l'ouverture des fractures. Le débit dans une fracture peut être calculé au moyen de l'expression suivante :

$$Q_{fracture} = K \cdot i \cdot A = \frac{a^3 \cdot g}{12 \nu} \cdot i \quad [2.8]$$

où Q est exprimé en unité débit par mètre d'épaisseur ( $m^3/s/m$ );

K est la conductivité hydraulique de la fracture (m/s);

A est l'aire de la section normale au sens de l'écoulement ( $m^2$ )

a est l'ouverture hydraulique de la fracture (m);

g est la constante de gravité ( $9,81 m/s^2$ );

$\mu$  est la viscosité cinématique du fluide ( $m^2/s$ ) et

i est le gradient hydraulique dans la fracture (m/m).

À noter que  $\mu = \frac{\eta}{\rho}$ ; soit le rapport entre la viscosité dynamique du fluide sur la masse volumique du fluide.

L'équation 2.8 montre à quel point la diffusion du coulis d'injection dépend du choix du coulis et de la pression d'injection et que le phénomène est très sensible à l'ouverture hydraulique (valeur au cube). Cette relation est appelée loi cubique et est valable pour un fluide incompressible circulant selon un écoulement laminaire (1D) et sous un régime permanent entre deux plaques lisses, parallèles, horizontales et espacées de  $a_h$  (Fransson, 1999).

### 2.2.1.3 Distance parcourue

La distance parcourue est proportionnelle à la pression de fluide, aux propriétés du fluide et à l'ouverture hydraulique qui sont elles-mêmes étroitement reliées (Figure 2-8). La relation de Lombardi (1993) est exposée à l'équation 2.9. La solution analytique n'est cependant que très approximative car la propagation décroît rapidement étant donné les caractéristiques typiques d'un fluide de Bingham (Gothall & Stille, 2009). De plus, l'équation 2.9 se base sur un modèle

théorique élémentaire dont les fractures comportent des plans lisses, d'ouverture constante et sans matériaux de remplissage.

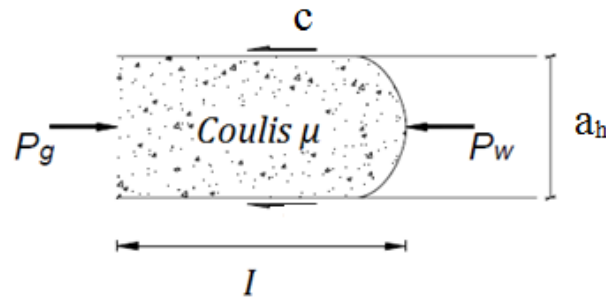


Figure 2-8 : Représentation des paramètres influençant sur la distance parcourue du fluide (Rahmani (2010)).

$$I_{max} = \frac{(P_g - P_w)}{2 \cdot c} \cdot a_h \quad [2.9]$$

où  $I_{max}$  est la distance maximale parcourue par le coulis (m);

$P_g$  est la pression d'injection du fluide (Pa);

$P_w$  est la contre-pression de l'eau (Pa);

$a_h$  est l'ouverture hydraulique de la fracture (m) et

$c$  est la cohésion ou le seuil d'écoulement du fluide (Pa).

## 2.3 Pratique de l'injection

Cette section traite des procédures générales de l'injection, soit les méthodes associées aux travaux d'injection ainsi que les pressions d'injection utilisées dans l'industrie.

### 2.3.1 Campagne d'injection

L'injection à la fondation du barrage assure une étanchéité de manière à éviter des fuites d'eau du réservoir sous celui-ci. Pour ce faire, une série de forages est planifiée à proximité de la fondation de manière à construire un rideau ou un tapis d'injection. Les trous de forage primaires sont espacés de 6 à 12 mètres de sorte à bâtir une étanchéité hydraulique suffisante pour contenir la charge hydraulique du futur ouvrage. Le patron de forage montre généralement une configuration

en quinconce. Des trous secondaires et tertiaires peuvent être requis sur le site si le massif rocheux est très fracturé ou si une fracture plus importante est interceptée localement.

Chaque trou de forage est injecté par section, couramment appelé passe d'injection. La passe d'injection est délimitée à l'aide d'un ou de deux obturateurs (packers). Ce dispositif permet de confiner la pression sur une courte longueur de forage et ainsi assurer une pression suffisante à la propagation du coulis et surtout de recouper précisément une zone fracturée. Le tout est représenté à la Figure 2-9.

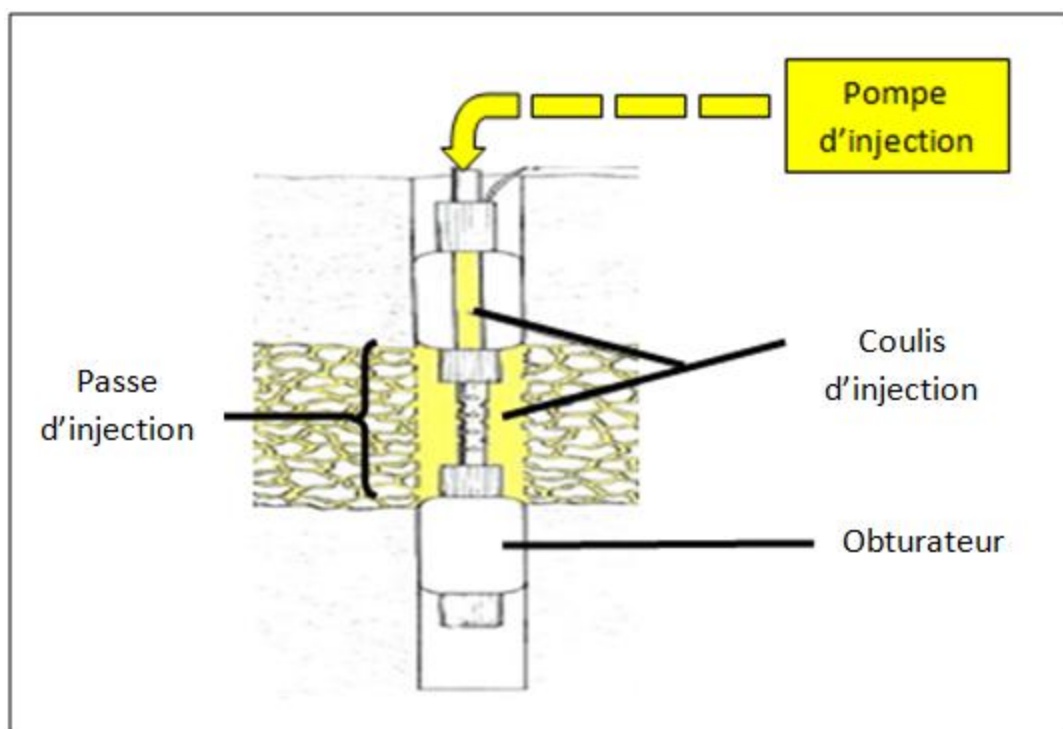


Figure 2-9 : Schéma présentant une passe d'injection.

La pratique recommande des passes de trois à cinq mètres à une pression de 25 à 35 kPa/m et de succession ascendante ou descendante dépendamment de la qualité du massif rocheux. À titre d'exemple, le massif rocheux présent sur le site du projet Eastmain est de bonne qualité et les passes mesurent cinq mètres. L'injection se termine par le refus d'absorption, c'est-à-dire lorsque le débit d'injection devient nul ou lorsqu'une absorption minimale est observée durant une période de temps prédéterminée (Houlsby, 1990).

Dans la littérature, il y a essentiellement trois approches rapportées, soit la méthode classique, la méthode GIN et la méthode « Real time grouting control » (RTGC). La section 2.3.2 décrit ces méthodes.

## **2.3.2 Méthodes d'injections**

### **2.3.2.1 Méthode classique**

La méthode classique consiste à injecter en débutant avec un coulis fluide. La pression d'injection est généralement choisie en fonction de critères empiriques liés à l'épaisseur du couvert de roche (section 2.3.3). La mesure d'un débit d'absorption très grand indique que le coulis n'est pas assez dense. Cette méthode permet d'assurer la pénétration maximale des fines fractures dans un premier temps, puis d'améliorer l'adhérence et l'étanchéité. Le désavantage de cette méthode est l'usage de plusieurs mélanges de coulis, ce qui rend le processus fastidieux. Aussi, le critère empirique utilisé pour définir la pression ne garantit pas qu'il soit optimal ni qu'il empêchera la fracturation. Finalement, il est possible que la mise en place de coulis successifs réduise l'efficacité de l'étanchéité. Effectivement, il est difficile de prévoir si le coulis le plus dense réussit vraiment à lessiver ou pousser le moins dense. Les propriétés mécaniques de cet enchevêtrement de coulis constituent des incertitudes sur la qualité de l'étanchéité des fractures (Lombardi, 2008).

### **2.3.2.2 Méthode GIN**

Afin de pallier aux incertitudes décrites ci-haut, Lombardi et Deere (1993) développent la méthode du GIN (Grouting Intensity Number ou intensité d'injection). Cette méthode consiste à utiliser un seul mélange de coulis, un coulis stable, et à modifier la pression selon le volume absorbé. Un essai de perméabilité à l'eau est d'abord réalisé pour déterminer les paramètres critiques d'injection, soit la pression critique ( $P_{\max}$  - bars) et le volume maximal ( $V_{\max}$  - litre/minute).

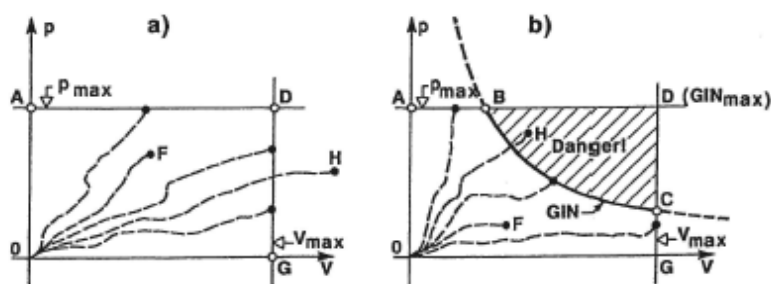


Figure 2-10 : Comparaison des critères limites de la méthode traditionnelle (a) et du GIN (b) (Lombardi (2008)).

Dépendamment de la perméabilité du massif rocheux, un couple de valeurs maximales d'absorption  $V$  et de pression d'injection  $P$ , aussi appelé intensité d'injection (GIN), est d'abord déterminé. Comme le montre la Figure 2-10, les deux paramètres critiques ( $P_{max}$  et  $V_{max}$ ) de la méthode GIN délimitent une plus petite aire de valeurs « permises » que la méthode classique basée uniquement sur la pression maximale ou sur le volume d'absorption maximal. La pression ( $p$ ) varie alors de façon inversement proportionnelle au volume absorbé ( $V$ ) et l'injection est arrêtée lorsque le produit  $P \cdot V$  atteint la valeur GIN. Le suivi des paramètres de pression, de volume et du débit permet d'optimiser le processus d'injection, et la définition de plusieurs paramètres critiques permet de réduire le risque d'hydro-fracturation. La méthode insiste sur une surveillance plus accrue et axée sur la prise de décision en temps réel.

Par contre, les données in situ ne sont pas facilement disponibles, ce qui rend la définition des paramètres critiques incertaine et encore catégorisée comme étant empirique. C'est pourquoi certains experts sont réticents à la pratique du GIN. Bruce (2011) conteste la légitimité du GIN. Le GIN fixe des critères de limites, mais le refus d'absorption pour certaines fissures peut se présenter avant même l'atteinte d'une diminution de la perméabilité. De plus, Bruce affirme que la perméabilité devrait être utilisée dans les critères de design plutôt que la limite d'absorption de coulis. L'auteur souligne que les pressions maximales sont trop hautes, ce qui pourrait causer l'hydrofracturation, et que les volumes maximaux, à de faibles pressions, ne sont pas suffisants aux remplissages des plus larges fissures. Bruce croit également que la méthode n'est pas facile à reproduire sur le terrain. Effectivement, le GIN doit être utilisé en présence d'équipements modernes pour le monitoring en temps réel et avec un personnel spécialisé pour pouvoir repérer la présence d'hydrofracturation. L'auteur souligne aussi que le GIN n'est pas reproductible pour tous les cas, la méthode pouvant être trop conservatrice ou bien simplement non applicable.

Aussi, il se peut qu'il soit nécessaire de redéfinir le volume maximal ou la valeur GIN pendant le processus.

Lombardi préconise l'utilisation du coulis stable. Puisqu'un coulis stable est constitué d'un mélange de ratio e/c supérieur à un, son utilisation est de plus en plus suggérée avec des pressions supérieures aux critères actuellement utilisées. Cependant, ceci requiert un suivi plus maintenu pour éviter le soulèvement ou la propagation de fractures. Cette méthode pourrait également être appliquée en parallèle avec la méthode « Real Time Grouting Control ».

### **2.3.2.3 Méthode «Real Time Grouting Control»**

Une méthode plus récente est basée sur le contrôle en temps réel de l'injection (« Real Time Grouting Control »). Cette méthode est beaucoup plus proactive et oblige un suivi continu des paramètres d'injection. En effet, le suivi en simultané de la pression, du débit et du temps d'injection peut révéler des conditions relatives aux fractures telles que l'hydrosoulèvement. Le relevé systématique de ces indicateurs permet d'ajuster ceux-ci en temps réel et le développement de modèles numériques permet de meilleures prédictions sur le comportement du système (relation entre la rhéologie du coulis et les paramètres hydromécaniques des fractures) (Stille, Gustafson & Hässler, 2012). Cette méthode fait l'objet de plusieurs études et les conclusions tirées de celles-ci sont favorables à son utilisation.

### **2.3.3 Détermination des pressions d'injection**

La pression d'injection est choisie de sorte à assurer un bon débit d'absorption, une bonne pénétration, à contrer la pression d'eau présente dans les fractures et à ne pas créer de soulèvement ou de fracturation. Les critères pour le choix de la pression d'injection sont empiriques et basés essentiellement sur l'expérience et l'épaisseur du couvert.

La pression d'injection prescrite en Amérique du Nord est de 1 psi par pied de couvert, soit approximativement 25 kPa/m, et ce peu importe les conditions géomécaniques du massif rocheux et le type de coulis à injecter. Ce critère reste d'ailleurs conservateur en comparaison avec la grandeur de la composante verticale due au poids du couvert rocheux. En Europe, les pressions d'injections sont plus élevées, soit 1 bar par mètre de couvert ou 100 kPa/m. En Norvège, les



pressions d'injection sont encore plus élevées, allant entre 500 à 1000 kPa par mètre de couvert, notamment en raison de la présence de massifs rocheux de bonne qualité.

Dans la littérature, il est souvent question d'optimiser la méthode d'injection par le choix d'une pression d'injection favorisant l'équilibre entre une bonne pénétration du coulis sans qu'elle ne provoque de fracturation ou de soulèvement plastique. Toutefois, il arrive que l'augmentation des pressions d'injection pour ouvrir élastiquement les fractures ne soit pas nécessaire et que d'autres critères d'arrêt répondent davantage aux objectifs du concepteur. Dans certains cas, dépendamment de la qualité du massif rocheux et de la nature de l'ouvrage, il est possible de privilégier un écoulement du coulis plutôt que sa diffusion sous pression. Par exemple le fait d'injecter des fractures pour une cellule nucléaire ou pour des fondations d'une digue ne comporte pas les mêmes enjeux sur l'environnement. Il est à noter qu'il existe plusieurs critères d'arrêts et qu'il ne va pas sans dire que ceux-ci doivent être choisis en lien avec les objectifs des travaux.

#### **2.3.3.1 Critère empirique nord-américain sur la pression maximale d'injection**

Le critère de 25 kPa/m est fixé de façon indépendante des conditions géomécaniques du terrain. Or, le nombre de fractures et l'ouverture des fractures influencent la perte de pression du coulis. L'abaque de Houlsby (1990) décrit des critères empiriques en fonction de la qualité du massif rocheux qui est définie entre autre, selon la quantité et la géométrie des familles de fractures ainsi que la résistance en compression de la roche.

La Figure 2-11 expose les pressions d'injection maximales possibles en fonction de la profondeur de la passe. Le critère nord-américain se situe dans la gamme de pressions d'injection suggérée pour un massif rocheux de faible et de moyenne qualité. Selon cet abaque, le choix du critère 25 kPa/m est donc conservateur pour la qualité du massif rocheux retrouvé dans le Bouclier Canadien.

L'abaque identifie également des pressions d'injections maximales indépendantes de la hauteur du couvert. Par exemple, dans un massif rocheux de qualité moyenne, l'injection d'une passe à partir de 37 m de profondeur ne devrait pas dépasser les 1030 kPa.

Il est également possible de déterminer la pression d'injection maximale en relation avec la pression de fracturation (Hässler, Hakansson & Stille, 1992a). Il suffit de réduire la pression

d'injection en deçà de  $P_{\max}$  (équation 2.10). La relation est valable pour un massif rocheux compact fissuré. L'expression équivaut approximativement au critère de 25 kPa/m.

$$P_{\text{soulèvement}} = h + 1.33 \left[ \frac{h}{100} + \frac{3 \cdot \sqrt{h}}{20} \right] \quad [2.10]$$

où  $P_{\max}$  est la pression de soulèvement en psi,

h est la hauteur du couvert en pied.

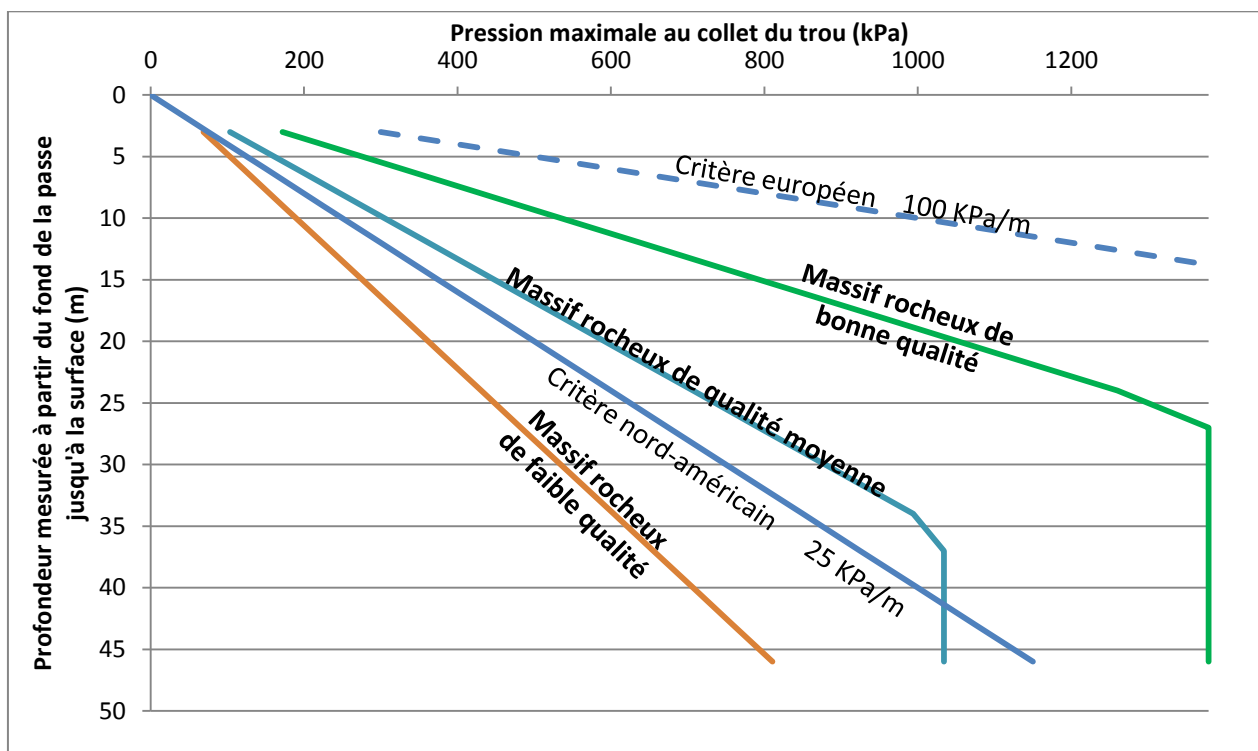


Figure 2-11 : Abaque (américain) des pressions d'injection maximales en relation avec la hauteur du couvert de roche (Houlsby, 1990; Stille & al., 2012).

### 2.3.3.2 Critère empirique européen sur la pression maximale d'injection

L'abaque présenté à la Figure 2-12 expose des pressions d'injections maximales beaucoup plus élevées que celles utilisées en Amérique du Nord. Effectivement, le critère empirique nord-américain se situe en deçà du critère de pression d'injection dans un massif rocheux de faible qualité.

Le critère empirique européen se situe entre les pressions d'injection suggérées pour un massif rocheux de moyenne et de bonne qualité. Le critère est comparable à trois fois la valeur de la contrainte gravitaire du couvert rocheux. Les normes en Europe sont nettement supérieures à celles retrouvées en Amérique.

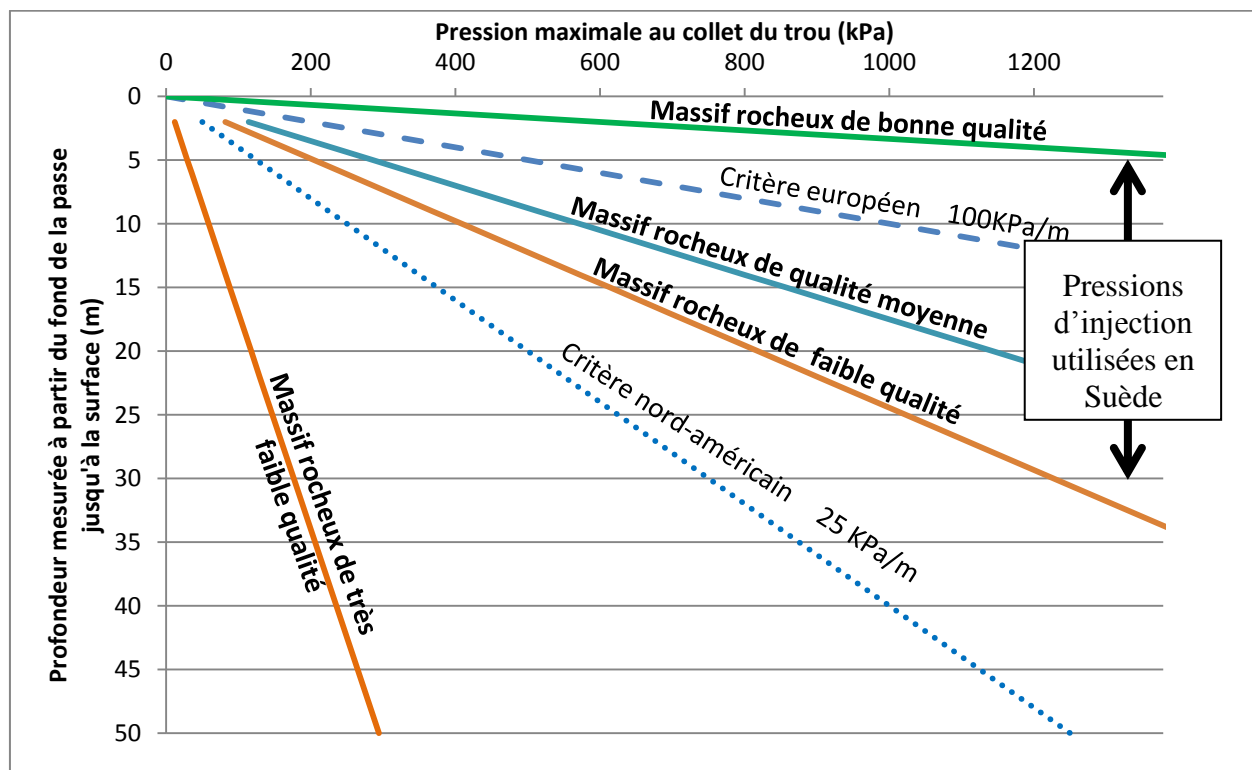


Figure 2-12 : Abaque (européen) des pressions d'injection maximales en relation avec la hauteur du couvert (Stille et al., 2012).

Les abaques basés sur la qualité du massif rocheux constituent un bon outil pour le choix des pressions d'injection quoiqu'ils négligent l'effet de la fluidité du coulis. Effectivement, la cohésion et la viscosité du coulis influencent la distance parcourue et la pression du fluide dans la fracture. Stille et coll. (2012) présentent un critère basé sur la distance parcourue du coulis et la hauteur du couvert rocheux. Le critère suppose la possibilité d'atteindre un soulèvement réversible et élastique. L'auteur valorise une approche permettant le déplacement contrôlé de la fracture du fait que celle-ci n'induit pas un déplacement permanent. Le déplacement étant élastique, une meilleure étanchéité s'en suit conséquemment au phénomène de retrait du coulis dans la fracture.

La Figure 2-13 présente les valeurs ciblées répondant à un critère basé sur la distance parcourue et la hauteur du couvert. L'axe des ordonnées correspond au rapport de la pression d'injection sur le critère classique européen ( $\sim 100$  kPa/m). L'axe des abscisses correspond au rapport de la distance parcourue ( $R$ ) sur la hauteur du couvert rocheux ( $h$ ). Des pressions d'injection plus élevées sont possibles lorsque le rapport  $R/h$  est faible. Un faible rapport  $R/h$  indique un moindre risque de soulèvement puisque la contrainte due au poids du couvert de roche appliquée à la fracture est grande et donc, probablement plus élevée que la pression du fluide. Aussi, un faible rapport pourrait indiquer que le coulis parcourt une faible distance et donc, qu'il est dense et qu'il perd rapidement de sa pression.

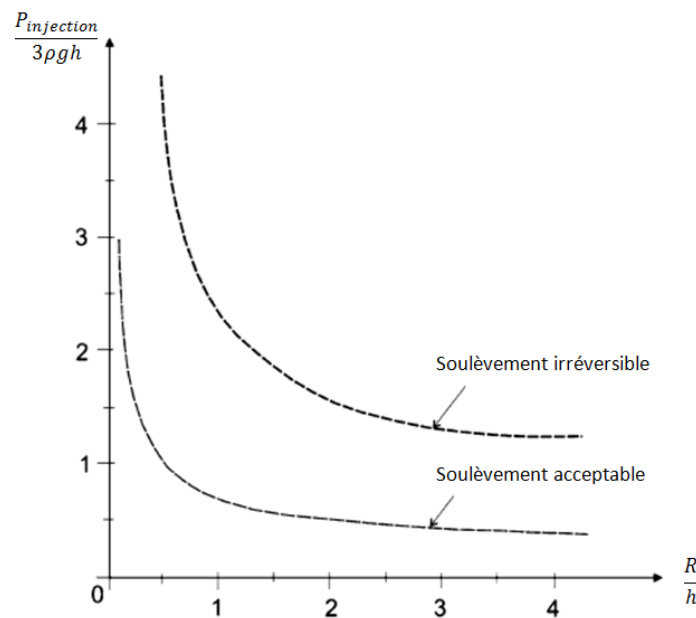


Figure 2-13 : Critère de pression d'injection en fonction de la distance parcourue.

## 2.4 Études sur la modélisation numérique de l'injection

Les modèles numériques permettent d'obtenir des résultats rapidement et de générer plusieurs cas avec ou sans l'aide de générateurs de paramètres aléatoires. La propagation de fluide dans un massif rocheux est principalement modélisée à l'aide des logiciels utilisant la méthode des éléments finis comme ROCMAS, ANSYS ou FRPA 2D-FLOW et la méthode d'éléments distincts comme UDEC (Baghbanan & Jing, 2007, 2008; Cappa, Guglielmi, Rutqvist, Tsang, & Thoraval, 2006; Choi, 2012; Fransson., Tsang, Rutqvist, & Gustafson, 2007; Gothall & Stille,

2010; Gu & Su, 2009; Kim, Kaiser, & Grasselli, 2007; Maadikhah & Mortazavi, 2009; Rahmani, 2010; Roberge, 1998; Zhang & Sanderson, 1998). L'avantage de la méthode des éléments finis est qu'elle offre une plus grande flexibilité quant à la définition de l'hétérogénéité, l'anisotropie, les conditions frontières et le comportement linéaire ou non des matériaux. Cependant, la méthode des éléments distincts permet de valider le caractère unique de chaque fracture (Backers 2010).

#### 2.4.1.1 Effet des paramètres sur la propagation du coulis d'injection

Maadikhah et Mortazavi (2009) utilisent le logiciel UDEC afin de vérifier l'influence de certains paramètres sur la propagation de coulis dans une section perpendiculaire au forage. Dans leur étude, les modèles ont un patron régulier et sont soumis à des contraintes axiales équivalentes. Les paramètres nécessaires au modèle sont l'ouverture des joints, la rigidité normale à la fracture, la pression d'injection, l'espacement entre les joints et leur orientation, la viscosité et la cohésion du coulis et la pression in situ. Le modèle et ses paramètres font l'objet de la Figure 2-14.

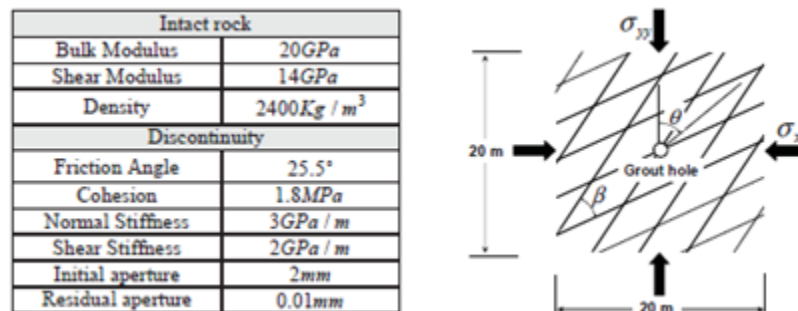


Figure 2-14 : Propriétés du modèle et ses conditions frontières ( $\theta = 45^\circ$  et  $\beta = 30^\circ, 60^\circ$  ou  $90^\circ$ ) (Maadikhah & Mortazavi (2009)).

Les résultats sont tous en accord avec la théorie, à savoir que la pénétrabilité augmente avec l'augmentation de l'ouverture, la baisse de la rigidité normale, et l'augmentation de la pression d'injection. La diminution de la pression in-situ et de la pression d'eau augmente également la pénétrabilité du coulis. Une augmentation de la cohésion du coulis diminue la distance parcourue. L'orientation des fractures influence la propagation du coulis. Effectivement, tel qu'observé dans la Figure 2-15, le cas de deux familles de fractures perpendiculaires ( $\beta = 90^\circ$ ) est plus favorable à une propagation uniforme autour du forage.

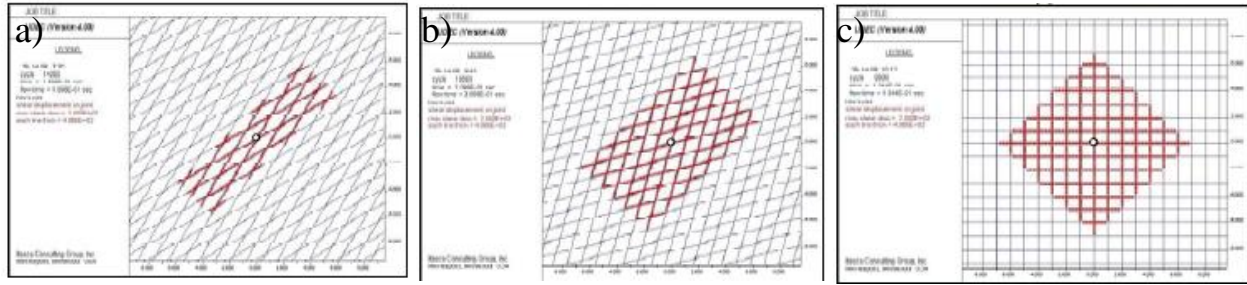


Figure 2-15: Géométrie des modèles (a)  $\beta = 30^\circ$ , (b)  $\beta = 60^\circ$  et (c)  $\beta = 90^\circ$  (Maadikhah et Mortazavi (2009)).

Hässler et coll. (1992b) vérifient également l'influence de la densité des fractures et l'orientation des fractures sur la pénétrabilité du coulis. L'analyse prend en compte le facteur temps, soit plus particulièrement l'effet du temps de prise sur le patron de propagation. Les auteurs utilisent leur propre programme implémenté, nommé PaWorks, qui décrit la circulation d'un fluide de Bingham dans un modèle 1-D de fracture (équation 2.9). De plus, le code permet de tenir compte de la présence de l'eau et de l'inclinaison de la fracture.

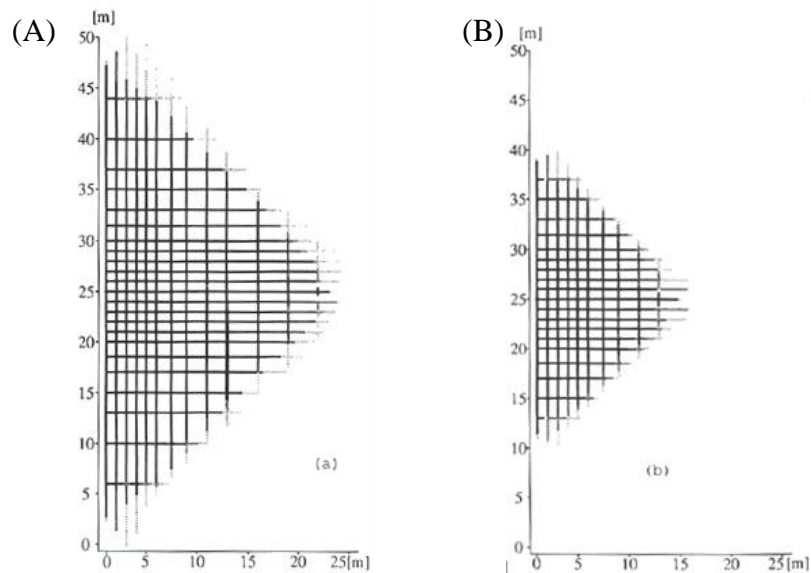


Figure 2-16 : Pénétration d'un coulis avec propriétés constantes (A) et d'un coulis avec propriétés variant selon le temps et considérant le temps de prise (B) suite à une injection à une pression de 1 MPa à l'intersection du point (0 m, 25 m) (Hässler et al. (1992b))

En résumé, ils remarquent un effet non négligeable de la densité de fractures sur la diffusion du coulis. L'orientation de la fracture (horizontale ou verticale) influence la propagation en impliquant l'effet de la gravité. Finalement, la Figure 2-16 montre que l'hypothèse de propriétés constantes du coulis produit un patron de diffusion différent pour un temps d'injection  $t$ .

#### **2.4.1.2 Choix de la dimension et représentativité du modèle**

La modélisation d'un massif rocheux étendu amène un grand nombre d'éléments à définir et une lourdeur au modèle. Afin de réduire le temps de calcul, plusieurs auteurs utilisent un modèle d'écoulement 1D et de géométrie 2D (Hässler, Håkansson et al. 1992; Eriksson, Stille et al. 2000; Rahmani 2010). Selon Hässler et coll. (1992), l'hypothèse du modèle d'écoulement 1D est valable étant donné que le coulis a une portée limitée, c'est-à-dire la distance de propagation est beaucoup plus faible à la dimension du modèle. Un modèle numérique bidimensionnel simulant l'injection dans un réseau de fractures est avantageux parce qu'il est beaucoup plus réaliste et qu'il tient compte de la perte de charge du coulis dans les fractures ainsi que le caractère unique de chaque fracture (Rahmani, 2010). Ainsi, la modélisation permet de valider rapidement la distance parcourue en fonction des paramètres du coulis et du réseau de fractures. Les conclusions de l'auteur indiquent, entre autres, que la propagation du coulis est en majeure partie influencée par les propriétés des fractures, soit essentiellement l'ouverture.

Contrairement aux autres auteurs, Wang et coll. (2003) sont d'avis qu'un modèle à large échelle est beaucoup plus représentatif de la perméabilité réelle d'un massif rocheux et diminue par le fait même l'effet des troncatures. Ils utilisent un modèle à deux systèmes de fractures pour simuler un massif rocheux de grande échelle. Comme la perméabilité est essentiellement contrôlée par les grandes fractures et que le réseau de fines fractures contribue également à transporter un grand volume d'eau, le modèle de grandes fractures traversant une matrice de roche fracturée constitue une option intéressante (Figure 2-17).

La génération aléatoire de paramètres géomécaniques jumelée à l'utilisation de modèles avec des éléments distincts permettent d'augmenter la représentativité du modèle. Les systèmes de fractures sont géométriquement complexes et les données relatives à celles-ci (orientation, persistance, espacement, ouverture, trace) ne sont pas toujours disponibles, ce qui justifie l'utilisation des statistiques dans ce genre de modèle. Baghbanan et Jing (2007) ont recours à plusieurs modèles statistiques pour définir les propriétés du réseau de fractures (DFN - Discrete

Fractures Network) du modèle numérique UDEC. La trace, l'orientation, la persistance ainsi que l'ouverture sont définies respectivement selon la loi de puissance, la distribution de Fisher, la loi de Poisson et la loi log normale.

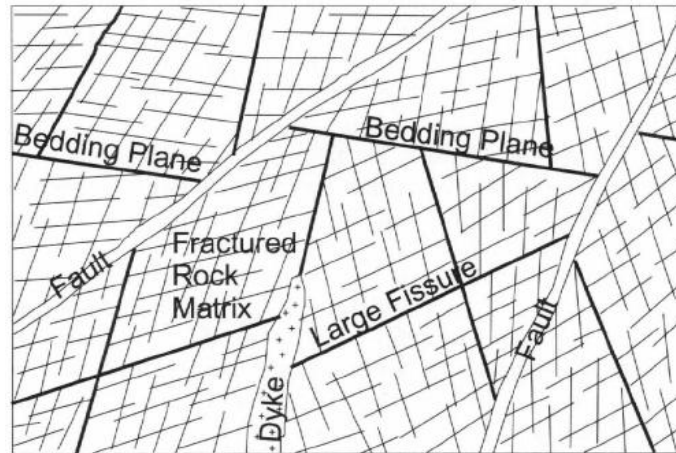


Figure 2-17: Modèle avec deux systèmes de fractures. Les grandes fractures sont présentes à l'intérieur d'une matrice de roche fracturée.

Le logiciel UDEC est fréquemment utilisé pour la modélisation de l'injection dans un réseau de fractures. Par contre, il existe d'autres logiciels qui peuvent aussi être utilisés pour modéliser la propagation d'un fluide: COMSOL (Rahmani 2010) et PaWorks (Gustafson & Stille 1996). Les logiciels comportent cependant des limites. Par exemple, le logiciel UDEC ne considère pas les problèmes de filtration ou de sédimentation pouvant freiner la propagation. La prise et la variation des propriétés du coulis sont également des facteurs qui ne sont pas considérés dans la définition des paramètres de ces logiciels.

Gustafson et Stille (1996) ainsi que Rahmani (2010) considèrent les hypothèses suivantes :

- les propriétés du coulis sont constantes,
- la matrice rocheuse est isotrope, homogène et élastique et
- les joints suivent un modèle non linéaire de déformation (modèle Barton-Brandis).



### 2.4.2 Résumé de la revue

En lien avec le projet, les concepts suivants sont à retenir:

- ✓ L'injection de coulis de ciment dans les fractures est un phénomène hydromécanique. D'une part, la diffusion du coulis est contrôlée par l'ouverture des fractures. D'autre part, l'ouverture des fractures n'est pas constante dans le temps puisque celle-ci présente une rugosité et parce que la mise en place du coulis d'injection sous pression modifie sa géométrie (soulèvement).
- ✓ Le réseau de fractures d'un massif rocheux dessine des blocs et leur déplacement élastique normal ou en cisaillement est contrôlé par une loi linéaire.
- ✓ Le coulis d'injection est un fluide de Bingham. La viscosité et le seuil de cisaillement sont des paramètres influençant le débit d'injection, la distance parcourue et la perte de charge du coulis. La diffusion du coulis est difficile à reproduire car celui-ci est sensible à l'influence du temps (thixotropie).
- ✓ Les critères pour le choix de la pression d'injection sont empiriques et basés essentiellement sur l'expérience et l'épaisseur du couvert. La pression d'injection prescrite en Amérique du Nord est de 1 psi par pied de couvert, soit approximativement 25 kPa/m, et ce peu importe les conditions géomécaniques du massif rocheux et le type de coulis à injecter.
- ✓ La littérature entourant le domaine de l'injection regroupe quelques auteurs. Les objectifs de recherche ciblent essentiellement l'effet des propriétés géomécaniques (ouverture et coefficient de rigidité des fractures, espacement et trace des fractures, viscosité et cohésion du coulis) et des paramètres d'analyse du modèle (temps d'injection et dimension et représentativité du massif rocheux synthétique) sur la diffusion du coulis.

## CHAPITRE 3 MÉTHODOLOGIE

L'avantage de la modélisation numérique est la possibilité de générer plusieurs scénarios, et ce, en peu de temps. Cependant, il est essentiel de clarifier les applications possibles et les limites de l'outil avant d'interpréter les résultats et de poser des conclusions. Ce chapitre présente cette démarche et expose les analyses préliminaires nécessaires à la définition des conditions, des paramètres et des limites du modèle final. Dans ce chapitre, deux sections sont présentées et traitent:

(3.1) du choix du logiciel. Une description du logiciel UDEC est d'abord présentée et des cas simples simulant le comportement mécanique et hydromécanique d'un massif rocheux sont validés en lien avec l'objectif spécifique du projet.

(3.2) du développement du modèle numérique. Dans cette section, il sera question des données de terrain disponibles et leur application dans la définition du modèle. Découlant des analyses préliminaires exposées dans la section 3.1, certaines hypothèses ont été posées afin de prendre en compte les limites du logiciel. Ces résultats serviront à mieux comprendre l'injection du coulis dans un modèle final à plus grande échelle et comportant plusieurs fractures.

### 3.1 Choix du logiciel

Le logiciel de modélisation UDEC (Universal Distinct Element Code version 5.00 de Itasca) est fréquemment utilisé pour la modélisation de fluide circulant dans un milieu fracturé, étant donné ses nombreux modèles et fonctions implémentés. UDEC est un logiciel d'éléments distincts bidimensionnel qui est idéal pour simuler la réponse d'un massif rocheux présentant une géométrie complexe de fractures. En effet, la méthode des éléments distincts permet de tenir compte du caractère unique de chaque élément, soit les fractures, en définissant différents paramètres mécaniques ou hydrauliques pour chacune d'elles dans une matrice de roche intacte. De plus, le logiciel permet des analyses en couplage hydromécanique, c'est-à-dire que l'ouverture de la fracture et la pression de fluide sont interdépendantes et leurs valeurs sont recalculées à chaque pas de temps.

Le massif rocheux fracturé peut être comparé à un assemblage de blocs, où chaque bloc est déformable, puisqu'il peut être subdivisé en maillage triangulaire d'éléments. La circulation du fluide dans le modèle n'est possible qu'à travers le système de fractures car les blocs sont imperméables par définition.

Les avantages de UDEC sont essentiellement de :

- (1) générer un réseau de fractures où les principales propriétés et la géométrie des fractures peuvent être choisies aléatoirement;
- (2) simuler des cas relativement complexes rapidement;
- (3) prendre en compte l'interaction des paramètres géomécaniques et rhéologiques et
- (4) reproduire la propagation (fracturation) ou le déplacement des plans (soulèvement/fermeture) des fractures dans le massif rocheux lors de l'injection.

Les détails du code numérique et des calculs du logiciel UDEC sont exposés dans la section ANNEXE A.

### **3.1.1 Validation du comportement mécanique du modèle**

Les prochaines sections consistent à comparer les résultats numériques aux modèles analytiques. Le modèle étant élémentaire, il est facilement et rapidement vérifiable par calcul. D'abord, le modèle à deux blocs rectangulaires permet de valider les contraintes maximales en traction et en cisaillement à appliquer sur un bloc avant que celui-ci ne se déplace de façon irréversible et que le modèle devienne instable. Ensuite, le modèle à deux blocs imbriqués permet de valider le phénomène de résistance en cisaillement et en traction en présence de fluide sous pression. Les propriétés de la roche du modèle correspondent aux valeurs moyennes pour un granite (Gudmundsson, 2011).

#### **3.1.1.1 Modèle de deux blocs (comportement mécanique)**

Le modèle à deux blocs est soumis uniquement à la gravité et les frontières du bloc du bas sont fixées. Le modèle est présenté à la Figure 3-1. Le comportement de la roche est décrit par le modèle linéaire élastique ( $E$  et  $\nu$ ) et les propriétés sont exposées dans le Tableau 3-1. La masse volumique de la roche est de  $2700 \text{ kg/m}^3$ .

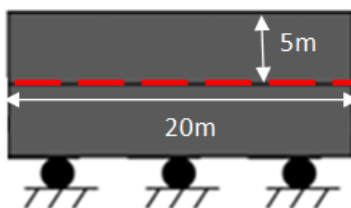


Figure 3-1 : Modèle à deux blocs pour l'analyse du comportement mécanique de la fracture.

Tableau 3-1: Paramètres mécaniques du roc

	roc		
propriétés	Résistance à la compression ( $C_0$ )	MPa	100
	Module de Young (E)	MPa	40 000
	Poisson ( $\nu$ )	(-)	0.2

La modélisation du modèle implique deux étapes. La première étape consiste à paramétrer les propriétés mécaniques du matériel et de la fracture du modèle, à appliquer l'influence gravitaire sur celui-ci ainsi qu'à fixer les frontières de manière à ce que le bloc ne se déplace qu'en réponse à une contrainte. La deuxième étape comporte l'application d'une contrainte, soit en traction ou tangentielle, de sorte à déterminer la contrainte maximale avant d'initier le déplacement plastique du bloc. Le déplacement plastique se caractérise par l'apparition d'un déséquilibre des forces du modèle et se traduit par un état de rupture. Quant au déplacement élastique, il est plutôt lié aux propriétés élastiques du modèle et à la convergence du calcul numérique indiquant un état stable du modèle. L'approche par essai-erreur permet de trouver les contraintes ou les pressions de fluides critiques au soulèvement. Ces dernières sont testées par incrémentation maximale de 10 kPa. Les détails du code numérique sont fournis à l'ANNEXE B.

### Résistance à la traction de la fracture (sans fluide)

Dans cette section, la contrainte en traction nécessaire au soulèvement du bloc est évaluée en fonction des paramètres géomécaniques de la fracture. Ainsi, une contrainte en traction  $\sigma_s$  est uniformément appliquée sur toute la frontière supérieure du bloc du haut comme le présente la Figure 3-2. Les comportements de la fracture sollicitée sous contrainte normale sont décrits par le modèle linéaire élastique ( $K_n$ ). Les propriétés de la fracture diffèrent selon les cas et sont présentées au Tableau 3-2.

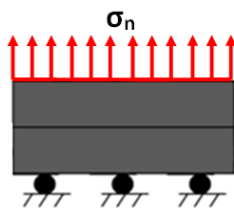


Figure 3-2 : Modèle à deux blocs soumis à une contrainte en traction.

Tableau 3-2 : Paramètres mécaniques des fractures

	Fracture		cas 1	cas 2
Propriétés	Cohésion $C_f$	MPa	0	28
	Résistance à la traction $T_o$	MPa	0	33
	Angle de frottement $\phi$	(°)	0	30
	Angle de dilatance $\psi$	(°)	0	0
	Coefficient de rigidité $K_n$ et $K_s$	MPa/m	40 000	40 000

La solution analytique comprend la composante gravitaire ainsi que la valeur de la résistance en traction de la fracture et s'expose comme suit :

$$\sigma_n = \gamma \cdot h + T_f \quad [3.1]$$

où  $\sigma_n$  est la contrainte en traction ou la résistance à la traction du modèle

$\gamma \cdot h$  est la contrainte verticale due au poids du couvert

$T_f$  est la résistance à la traction de la fracture.

Le Tableau 3-3 présente les valeurs de contrainte en traction appliquée sur le bloc supérieur du modèle avant d'y observer son soulèvement et permet d'apprécier l'écart entre les solutions analytiques et numériques.

Tableau 3-3: Comparaison des solutions analytique et numérique UDEC de la contrainte en traction maximale (avant soulèvement du bloc) pour chacun des cas.

Solution	cas 1		cas 2	
	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC
	kPa	kPa	kPa	kPa
$\sigma_n$	135	135	33 135	31 025

Les solutions analytiques et numériques du cas 1 sont égales et correspondent à la contrainte en traction à appliquer pour contrecarrer l'effet de la gravité sur le bloc. La Figure 3-3 affiche la réponse du modèle numérique soumis à une contrainte en traction égale (à gauche) et supérieure (à droite) au poids gravitaire du bloc. Le modèle à gauche est à la limite d'un soulèvement et le modèle à droite montre un déplacement non-négligeable un soulèvement plastique initié du bloc.

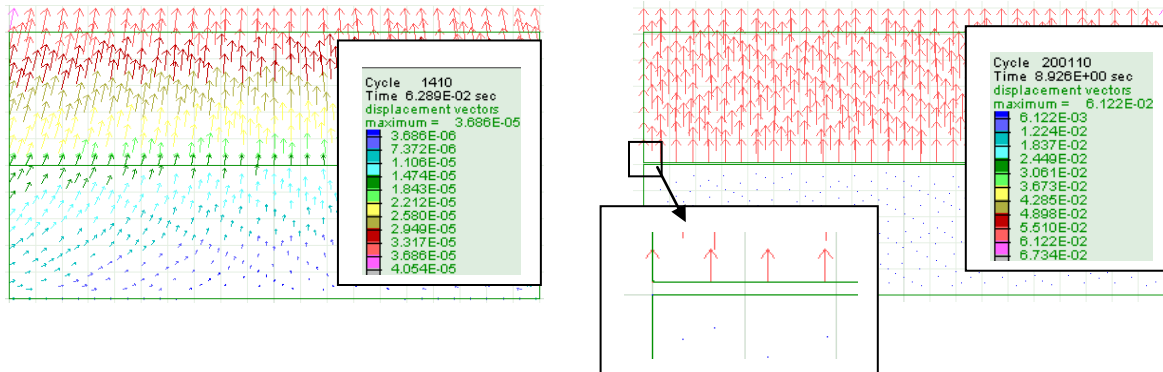


Figure 3-3 : Représentation graphique des vecteurs déplacement pour le cas 1. À gauche, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 135 kPa et le déplacement maximal est de 0,03mm. À droite, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 135.1 kPa et le déplacement maximal est de 61,22 mm.

Pour le cas 2, un écart de 6% entre les solutions est observé puisque le modèle numérique montre une contrainte normale à la fracture non-uniforme alors que la solution analytique suppose une distribution uniforme des contraintes au contact des deux blocs.

La Figure 3-4 présente le profil de la contrainte normale à la fracture pour le cas 1 dont les valeurs de  $K_n$  varient entre 4 et 4 000 GPa/m. Lorsque le coefficient de rigidité normale  $K_n$  est égal à 4 GPa/m, la contrainte normale à la fracture est nulle à l'application de la contrainte en traction maximale, soit à 135 kPa. Cependant, en variant  $K_n$ , il y a une rupture progressive qui se produit à 135 kPa et le contact entre les plans de la fracture n'est ainsi pas uniforme. C'est cette rupture progressive qui explique le faible écart entre les valeurs théorique et numérique de contrainte de traction requise pour soulever plastiquement le bloc.

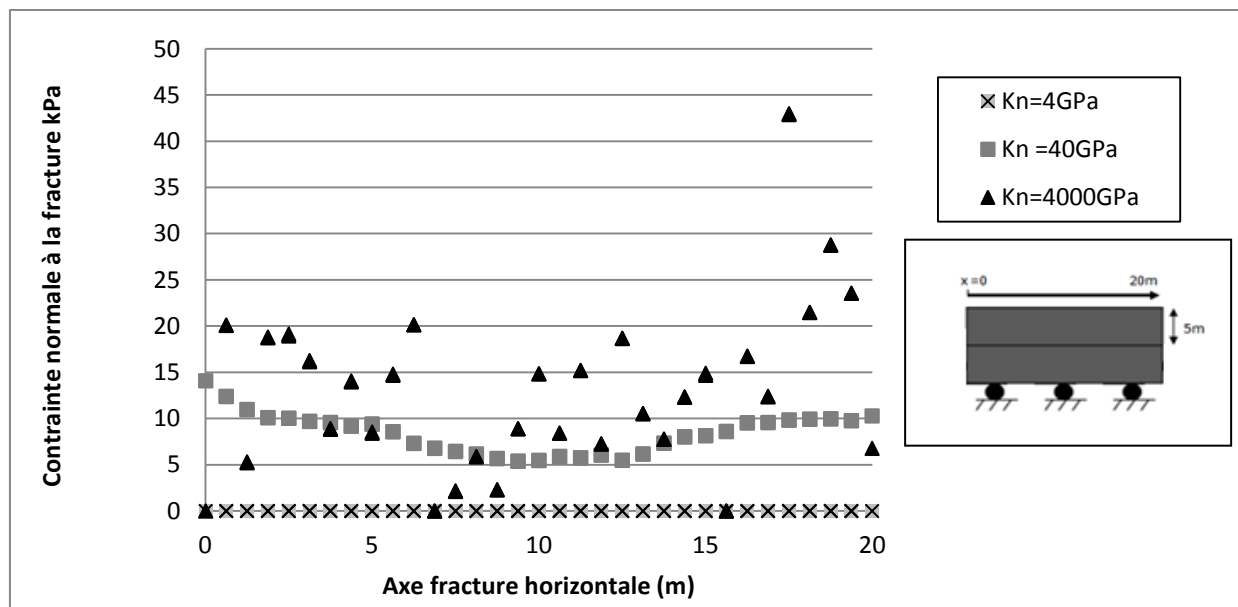


Figure 3-4 : Profil de la contrainte normale sur la fracture à limite de la contrainte menant au soulèvement (135 kPa).

### Résistance au cisaillement de la fracture (sans fluide)

Dans cette section, la contrainte nécessaire au déplacement tangentiel du bloc est évaluée en fonction des paramètres de résistance de la fracture. La résistance au cisaillement correspond à la contrainte de cisaillement nécessaire pour initier un déplacement plastique parallèlement au plan de la fracture. L'adhérence des plans de la fracture est due au profil de rugosité sur ceux-ci, à l'angle de frottement résiduel, aux contraintes normales au contact de la fracture et à la présence de coulis ou de matériau de remplissage.

La contrainte tangentielle ( $\sigma_s$ ) est uniformément appliquée sur la frontière latérale gauche du bloc supérieur et les frontières latérales du bloc inférieur sont fixées pour éviter son déplacement comme le montre la Figure 3-5. Le modèle est soumis à différentes combinaisons de paramètres de résistance au cisaillement qui sont présentées au Tableau 3-4. Les comportements de la fracture sollicitée sous contrainte normale et en cisaillement sont décrits par le modèle linéaire élastique ( $K_n$  et  $K_s$ ) et le modèle linéaire de Mohr-Coulomb ( $\Phi$  et  $C_f$ ).

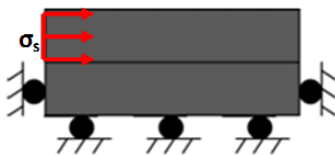


Figure 3-5 : Modèle à deux blocs soumis à une contrainte tangentielle.

Tableau 3-4 : Paramètres mécaniques des fractures

	Fracture		cas 1	cas 2	cas 3
Propriétés	Cohésion $C_f$	MPa	0	28	28
	Résistance à la traction $T_o$	MPa	0	33	33
	Angle de frottement $\phi$	(°)	0	30	30
	Angle de dilataance $\psi$	(°)	0	0	6
	Coefficient de rigidité $K_n$ et $K_s$	MPa/m	40 000	40 000	40 000

Le Tableau 3-5 présente les valeurs de contrainte tangentielle maximale appliquée sur le bloc supérieur du modèle avant d’y observer un déplacement vers la droite. Les solutions analytiques et numériques y sont comparées.

La solution analytique s’expose comme suit :

$$\sigma_s = C_f + \sigma_n \cdot \tan(\Phi + \psi) \quad [3.2]$$

où  $\tau_s$  est la résistance en cisaillement de la fracture;

$C_f$  est la cohésion de la fracture ;

$\sigma_n$  est la contrainte normale au plan de cisaillement de la fracture ;

$\Phi$  est l’angle de frottement de la fracture et

$\psi$  est l’angle de dilataance de la fracture.

Tableau 3-5: Effet des paramètres liés à la résistance au cisaillement ( $\Phi$ ,  $\Psi$  et  $C_f$ ) sur la contrainte tangentielle limite au déplacement

Solution	cas 1		cas 2		cas 3	
	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC
	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa
$\sigma_s$	0	0	112000	111900	112400	100000



Pour les cas 1 et 2, les résultats analytiques et les résultats numériques correspondent très bien. La réponse du modèle numérique soumis à une contrainte tangentielle lorsque les paramètres liés à la résistance au cisaillement sont nuls (cas 1) est illustrée à la Figure 3-6. Le modèle de gauche est stable alors que le modèle de droite montre un déplacement plastique du bloc. À la Figure 3-7, la stabilité du modèle de gauche est traduite par la diminution des forces en déséquilibre (convergence de la solution) et correspond à un déplacement très faible, dit élastique, alors que le déplacement tangentiel du modèle de droite engendre une augmentation des forces en déséquilibres (convergence vers une constante non-nulle) et correspond à un déplacement non-négligeable, dit plastique.

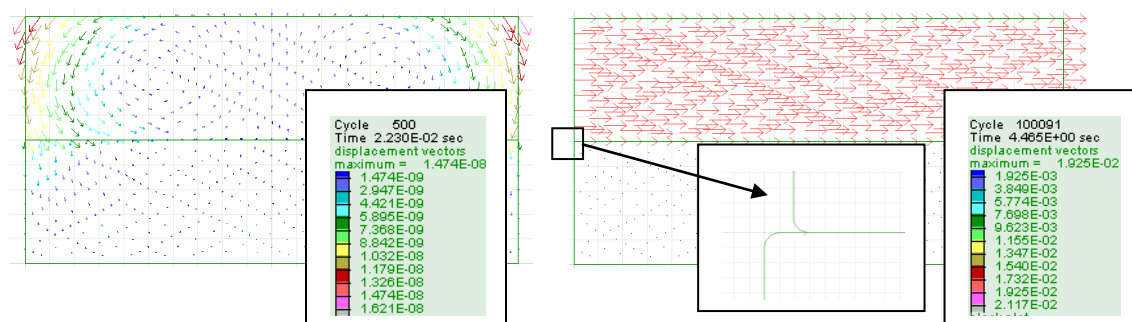


Figure 3-6 : Représentation graphique des vecteurs déplacement pour le cas 1. Respectivement à gauche et à droite, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en tangentielle de 0,01 kPa et 0,50 kPa. Le déplacement maximal est de 14,7 mm (déplacement élastique) comparativement à 19,3 mm (déplacement plastique).

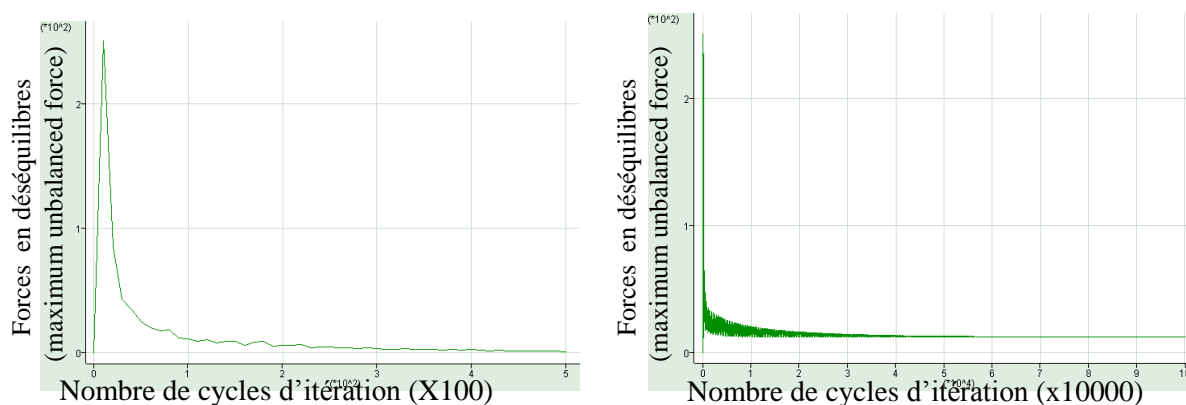


Figure 3-7 : Convergence de la solution numérique pour les modèles dont le bloc supérieur est soumis à une contrainte en tangentielle de 0,010 kPa et 0,500 kPa.

L'effet de l'angle de dilatance est étudié dans le cas 3 et se traduit par un déplacement normal associé à mouvement en cisaillement sur les plans de la fracture lorsqu'il y a présence d'aspérités. À la Figure 3-8, le modèle numérique présente un déplacement normal lié à l'angle de dilatance et le bloc est ainsi déplacé vers le haut ou vers le bas dépendamment si sa valeur est positive ou négative. Dans le modèle analytique de Patton (1966), l'angle de dilatance est ajouté à l'angle de frottement (équation 3.2), ce qui augmente la résistance au cisaillement, mais néglige le déplacement normal associé à celui-ci. L'écart entre les solutions numérique et analytique est de 11% et est essentiellement expliqué par le déplacement du bloc vers le haut qui réduit l'importance du cisaillement dans le déplacement du bloc.

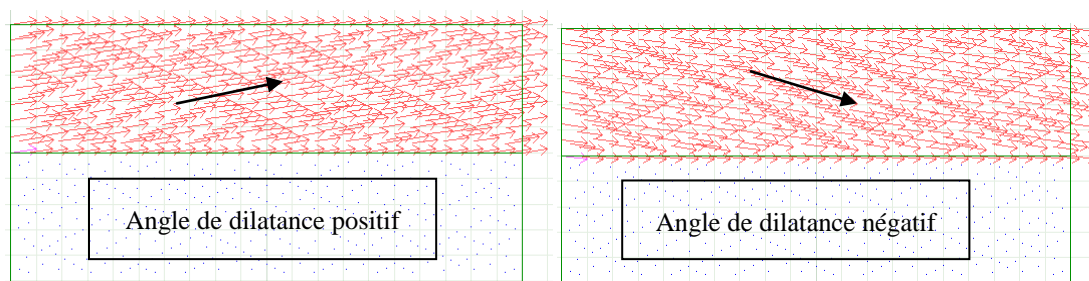


Figure 3-8 : Effet de l'angle de dilatance sur le déplacement tangentiel.

### 3.1.1.2 Simulation de l'injection du fluide dans une fracture (processus hydromécanique)

#### Modèle d'un bloc avec une fracture horizontale et deux fractures verticales

Dans cette section, des analyses préliminaires ont pour objectif de valider le phénomène de soulèvement du bloc sous l'effet d'une pression de fluide en relation avec les différents paramètres géomécaniques de la fracture. Les paramètres des cas sont présentés au Tableau 3-6.

Dans le modèle présenté à la Figure 3-9, le bloc B1 est encastré dans le bloc B2. Un fluide est injecté en un point sous le bloc 1. Comme le fluide est peu visqueux, celui-ci perd très peu de pression dans la fracture. Le bloc B2 est fixe et ses frontières verticales sont soumises à une contrainte horizontale uniforme  $P$  de 100 kPa.

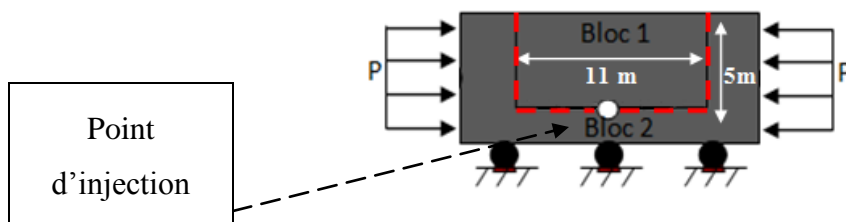


Figure 3-9 : Modèle à deux blocs encastrés (fractures verticales) et injection en un point.

Tableau 3-6 : Paramètres mécaniques de la roche intacte et de la fracture horizontale (f.h.) et fractures verticales (f.v.)

Fracture		cas 1	cas 2	cas 3	cas 4	
Propriétés	Cohésion $C_f$	MPa	0	0	28	0
	Résistance à la traction $T_0$	MPa	0	0	33	0
	Angle de frottement $\Phi$	(°)	0	30	30	0
	Angle de dilatance $\psi$	(°)	0	0	0	0
	Coefficient de rigidité $K_n$ et $K_s$	MPa/m	40 000	40 000	40 000	4 000
	coefficient de perméabilité (1/12μ) (f.v)	pa <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup>	0	0	0	1,00E+08
	coefficient de perméabilité (1/12μ) (f.h)	pa <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup>	1,00E+08	1,00E+08	1,00E+08	1,00E+08

roc			
propriétés	Résistance à la compression (Co)	MPa	100
	Module de Young (E)	MPa	40 000
	Poisson (ν)	(-)	0.2

La modélisation implique deux étapes. La première étape consiste à paramétrer les propriétés mécaniques du modèle et à appliquer les contraintes aux frontières de sorte à ce que le bloc ne se déplace qu'en réponse à une pression de fluide. La deuxième étape consiste en l'injection du coulis. Pour déterminer la pression d'injection maximale avant d'initier le soulèvement du bloc, les pressions sont testées par incrément maximal de 10 kPa. Les détails du code numérique sont fournis à l'ANNEXE B.

Le modèle utilise la logique d'écoulement de type stationnaire puisque, en pratique, l'injection se termine lorsque la pression est stable et que le débit devient nul. Aussi, au moment où le coulis arrête de circuler dans le modèle, les forces générées par la pression du coulis sont maximales puisque la pénétration du coulis dans le réseau de fractures est maximale. Le régime stationnaire marque donc les conditions de soulèvement les plus critiques, ce qui justifie cette approche, sans compter que les phénomènes transitoires ne sont pas couverts par les besoins du projet. Le coulis injecté présente des caractéristiques rhéologiques (Tableau 3-7) identiques à l'eau et il y a donc

peu de perte de pression dans la fracture. De plus, comme le coulis parcourt une courte distance, il y a peu de perte de la pression du fluide, ce qui justifie l'hypothèse d'une solution analytique basée sur une pression de fluide uniforme.

Tableau 3-7 : Paramètres rhéologiques du coulis

propriétés	Coulis	
	Masse volumique m/v	kg/m <sup>3</sup>
	Cohésion c	Pa
	Viscosité $\mu$	Pa·s
		1 000
		0.1
		$8.33 \times 10^{-10}$

Voici la solution analytique utilisée pour ce cas. La pression de fluide nécessaire au soulèvement doit être supérieure à la sommation des contraintes verticales dues au poids gravitaire du bloc et au terme A, ce dernier désignant la contribution de la résistance au cisaillement des fractures verticales et à la résistance à la traction de la fracture horizontale.

$$P_f = \frac{A + \gamma_r \cdot h \cdot L_f}{L_f} \quad [3.3]$$

où  $P_f$  est la pression de fluide critique au soulèvement de la fracture;

$$A = 2\tau \cdot l_f \text{ si } T_o \cdot L_f < 2 \cdot \tau \cdot l_f$$

$$\text{ou } A = T_o \cdot L_f \text{ si } T_o \cdot L_f > 2 \cdot \tau \cdot l_f$$

$$\text{et } \tau = [ C + (\sigma_n - (\gamma_{\text{coulis}} \cdot h)) \cdot \tan(\Phi + \Psi) ]$$

$h$  est la hauteur du bloc;

$\gamma_r$  est le poids gravitaire du roc;

$\gamma_{\text{coulis}}$  est le poids gravitaire du coulis;

$\Phi$  est l'angle de frottement;

$\Psi$  est l'angle de dilatance;

$L_f$  est la longueur de la fracture soumise à la traction et

$l_f$  est la longueur de la fracture soumise au cisaillement

Tableau 3-8 : Pression de fluide critique au soulèvement pour le modèle au bloc avec les fractures verticales

Solution	cas 1		cas 2		cas 3		cas 4	
	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC
	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa
$P_f$	135	140	188	195	33135	33435	135	145

Le Tableau 3-8 présente les valeurs de pression de fluide critique au soulèvement. Pour les cas 1, 2 et 3, le fluide ne circule pas dans les fractures verticales (modèle avec fractures verticales imperméables), ce qui permet de relier directement le cisaillement à la contrainte normale aux fractures verticales. Pour le cas 1, la pression de fluide provoquant le soulèvement de la fracture horizontale est légèrement supérieure à la contrainte due au poids du bloc alors que, pour le cas 2, la pression de fluide provoquant le soulèvement de la fracture horizontale est légèrement supérieure à la contrainte due au poids du bloc et à la résistance au cisaillement des fractures verticales.

La Figure 3-10 présente la contrainte normale à la fracture horizontale du modèle (cas 1). La contrainte normale à la fracture n'est pas uniforme puisque la contrainte aux extrémités de la fracture horizontale est reprise par la déformation des fractures verticales. Cette observation valide l'écart, toutefois faible, entre les solutions analytique et numérique. Le modèle du cas 3 présente une résistance à la traction le long de la fracture horizontale et une résistance au cisaillement le long des plans des fractures verticales. Le bloc du cas 3 se soulève à la contrainte correspondant à la résistance la plus élevée, soit la résistance à la traction dans ce cas-ci.

Le déplacement d'un bloc soumis à une contrainte tangentielle lorsque les paramètres liés à la résistance au cisaillement sont nuls (cas 1) est illustré à la Figure 3-11. Le modèle de gauche est stable alors que le modèle de droite montre un déplacement plastique du bloc. À la Figure 3-12, le modèle de gauche montre un déplacement élastique qui se traduit par une convergence du modèle à un état d'équilibre alors le modèle de droite expose une rupture (déplacement plastique) qui ne permet pas l'atteinte de l'équilibre pour ce modèle.

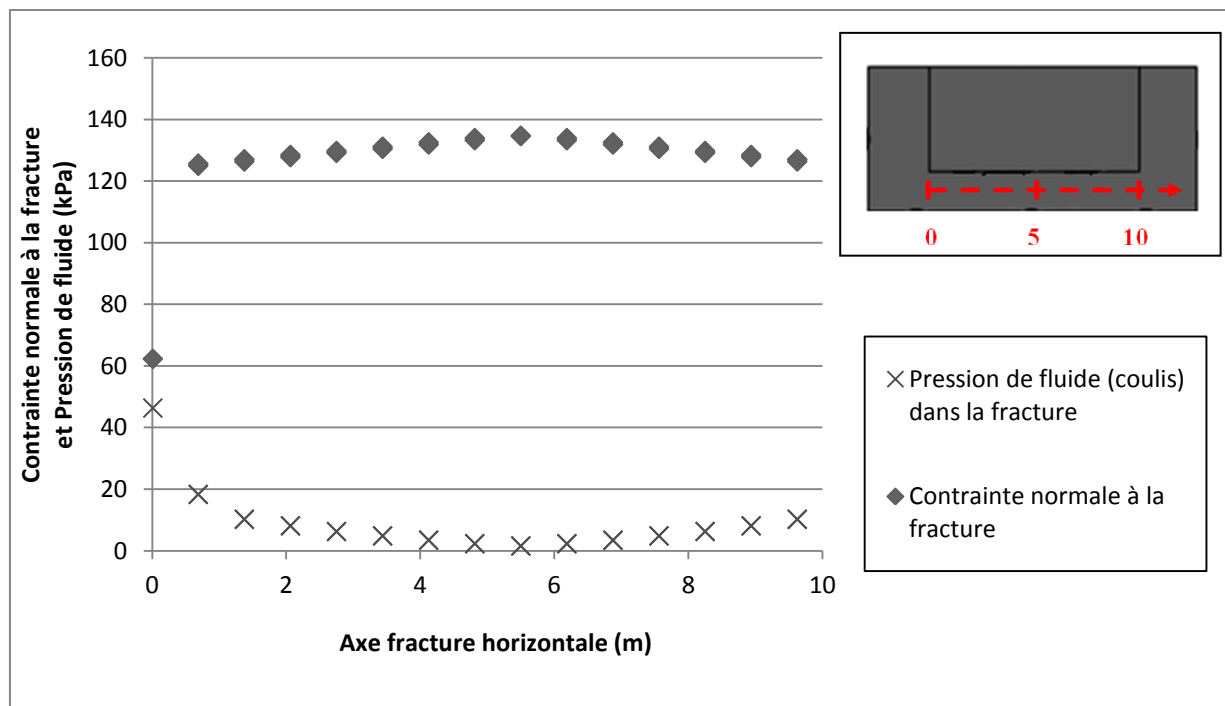


Figure 3-10 : Contrainte normale et pression de fluide appliqué à la fracture horizontale pour le cas 1 soumis à une pression d'injection de 135 kPa.

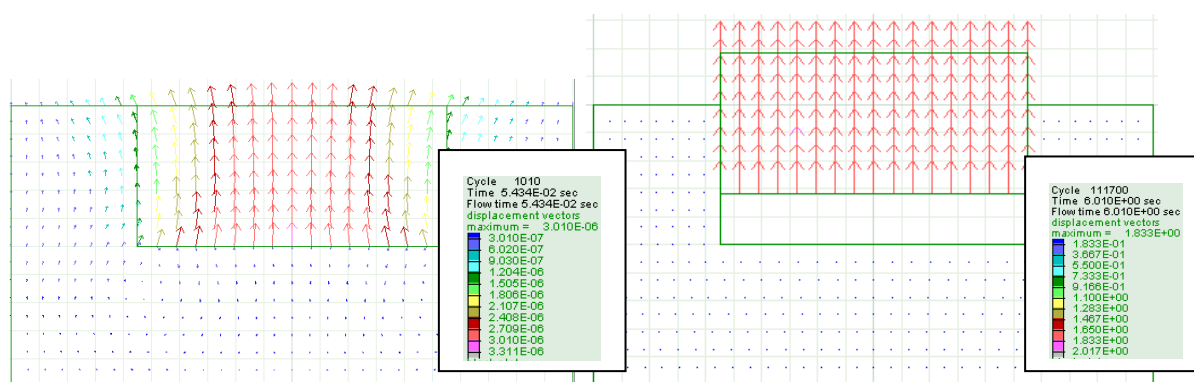


Figure 3-11 : Représentation graphique des vecteurs déplacement pour le cas 1. Respectivement à gauche et à droite, le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 140 kPa et 145 kPa. Le déplacement maximal est de 3,0 mm comparativement à 1,8 m.

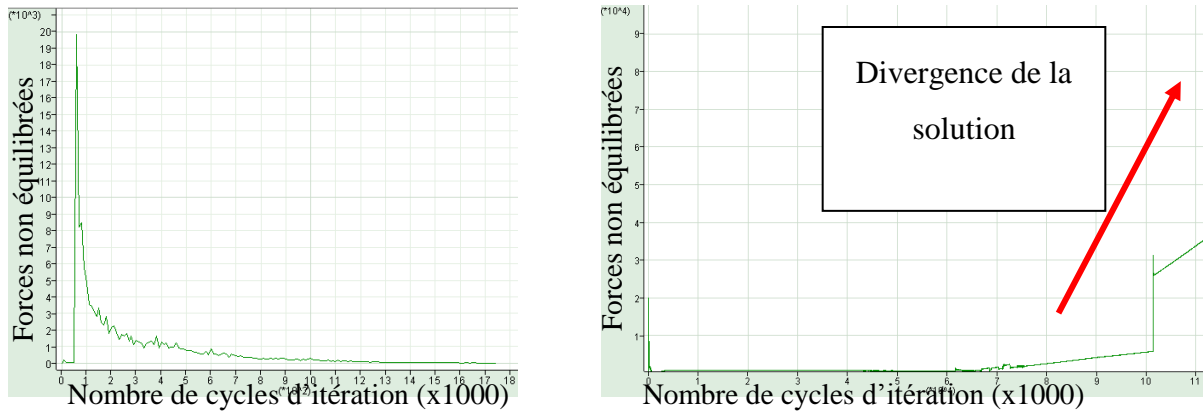


Figure 3-12 : Convergence de la solution numérique pour les modèles dont le bloc supérieur est soumis à une contrainte en traction de 140 kPa (à gauche) et 145 kPa (à droite).

Le cas 4 simule la circulation de coulis dans la fracture horizontale et les fractures verticales (modèle avec fractures verticales perméables). Toutefois, la frontière imperméable en surface limite la sortie du coulis à l'extérieur du réseau de fracture.

La Figure 3-13 présente le phénomène de la perte de charge du coulis d'injection le long des fractures du modèle (cas 4). Une diminution de 10 kPa est observé le long de la fracture horizontale et correspond à la perte de charge normalement attendue pour un fluide comportant une résistance au cisaillement de 0.1Pa et ayant parcourue une distance de 5m dans une fracture d'ouverture équivalente à 0.1 mm. Une diminution de la pression du coulis de 55 kPa est légèrement inférieure à ce qui avait été attendu considérant le poids gravitaire et la résistance au cisaillement du coulis. Bien entendu, le modèle analytique ne tient pas compte de la déformabilité de la fracture et de la variabilité de l'ouverture. La Figure 3-14 et la Figure 3-15 montrent la distribution de l'ouverture le long des fractures (horizontales et verticales) du modèle en parallèle avec le profil des pressions du coulis dans celles-ci. La relation entre ces paramètres est évidente.

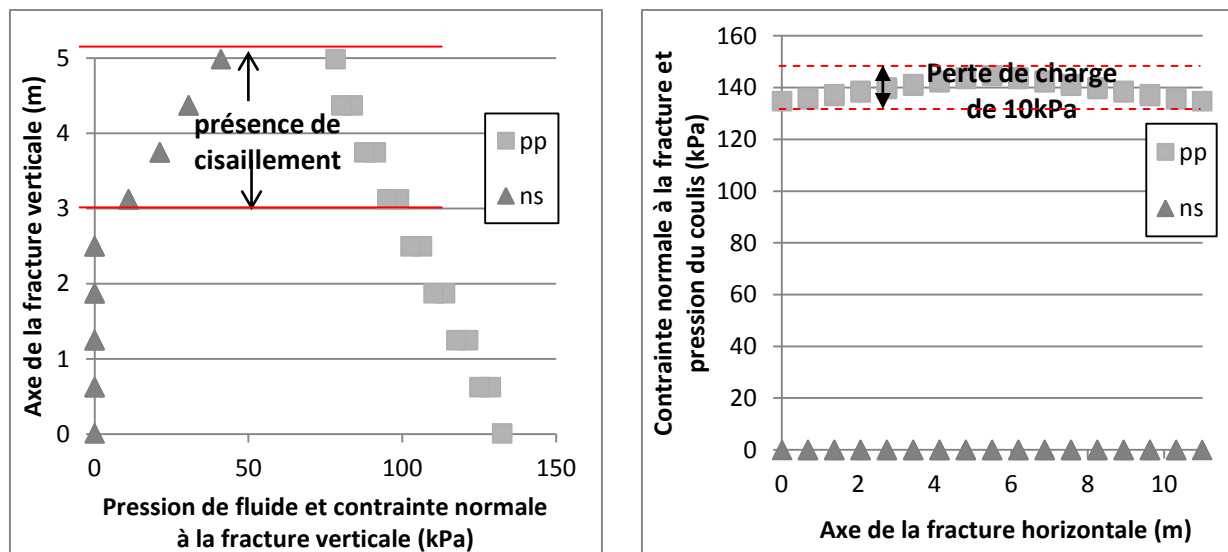


Figure 3-13 : Distribution de la pression du fluide (pp) et de la contrainte normale résultante (ns) observées aux fractures verticales perméables (à gauche) et la fracture horizontale (à droite) pour le cas 4 suite à une pression d'injection de 145 kPa (solution numérique).

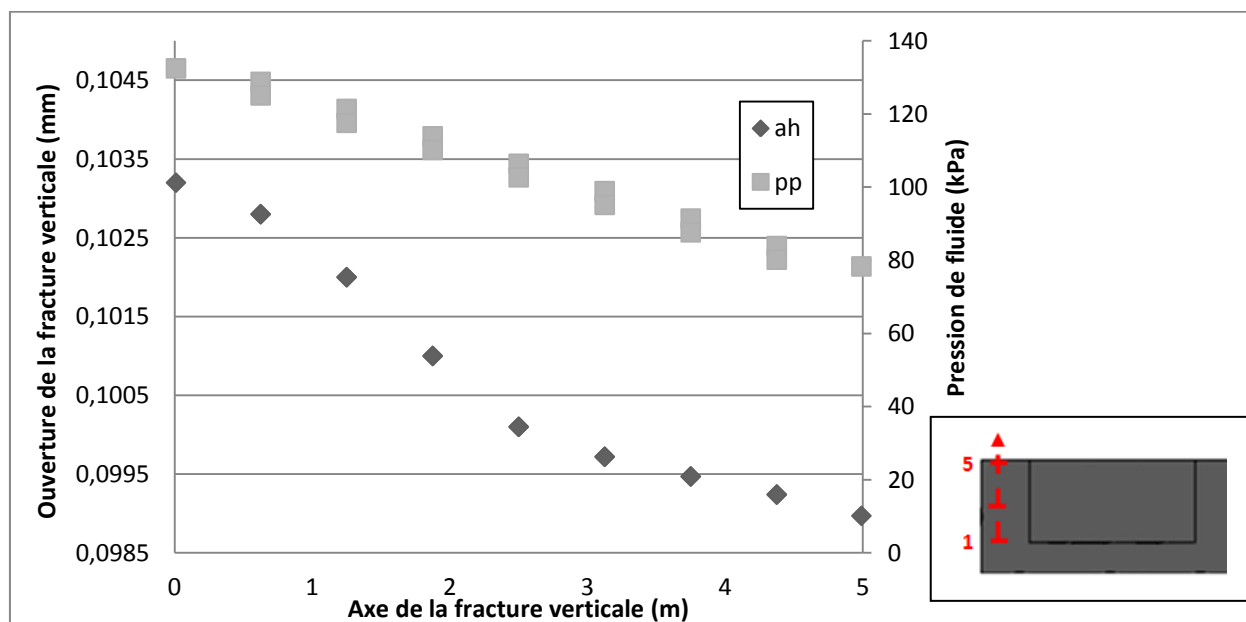


Figure 3-14 : Distribution de la pression du fluide (pp) et profil d'ouverture des fractures observés pour les fractures verticales perméables du cas 4 suite à une pression d'injection de 145 kPa (solution numérique).



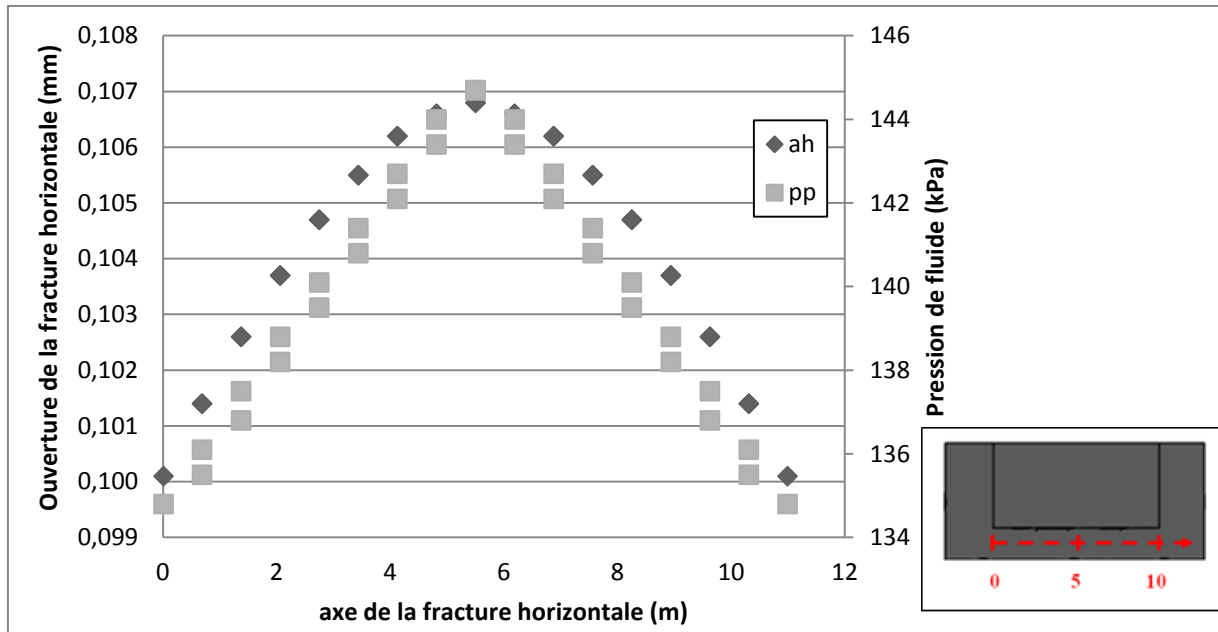


Figure 3-15 : Distribution de la pression du fluide (pp) et profil d'ouverture des fractures observés pour la fracture horizontale du cas 4 suite à une pression d'injection de 145 kPa (solution numérique).

### Modèle au bloc avec fractures inclinées

Le prochain cas consiste à valider l'effet du cisaillement sur un modèle constitué de fractures non verticales. La Figure 3-16 présente ce modèle. Les conditions de ce dernier sont identiques au modèle précédent à l'exception de l'inclinaison des fractures ainsi que de la surface exposée à la pression du fluide. Les fractures inclinées sont imperméables au coulis d'injection afin de vérifier l'effet de la résistance au cisaillement. Les valeurs des paramètres du modèle ainsi que les détails du code numérique sont fournis à l'ANNEXE B.

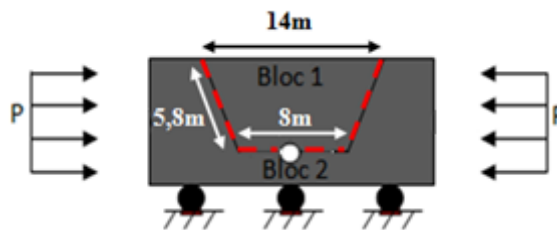


Figure 3-16 : Modèle à deux blocs encastrés (fractures inclinées) et injection en un point.

L'inclinaison des fractures est favorable au soulèvement vertical du bloc puisqu'il n'y a plus de contact entre le bloc et le bloc encaissant une fois le mouvement du bloc initié (lorsque la contrainte gravitaire est équivalente à la pression de fluide sous le bloc). La contrainte normale à la fracture est donc nulle, et l'effet de l'angle de frottement dans le critère de Mohr-Coulomb ne se fait plus sentir. Les pressions d'injection enregistrées des cas 1, 2 et 3 sont présentées dans le Tableau 3-9 et elles sont comparables avec le cas ne présentant aucune résistance de cisaillement.

Tableau 3-9 : Pression de fluide critique au soulèvement pour le modèle au bloc avec les fractures inclinées

Solution	cas 1		cas 2		cas 3	
	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC	Analytique	UDEC
	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa	kPa
$P_f$	183	186	183	186	33186	33810

### Modèle d'écoulement du coulis dans une fracture unique

Les résultats qui suivent exposent l'effet de la densité du fluide sur la distance qu'il parcourt. Les différents paramètres des fluides sont indiqués dans le Tableau 3-10.

Tableau 3-10: Paramètres mécaniques du fluide selon le rapport eau/ciment. D'après l'IREQ (Saleh, Tremblay, & Mnif, 1995) pour un ciment Portland type 10 -  $D_{50} = 0,016\text{mm}$  et  $D_{\max} = 0.1\text{mm}$ .)

Propriétés	ratio eau/ciment e/c (volumique)		
	5/1	1/1	eau
Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	1020,0	1627,0	1000,0
Cohésion $C$ (Pa)	0,550	1,150	0,100
Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,039	0,100	$8,33 \times 10^{-10}$

La pression d'injection est de 1000 kPa au point de forage situé au centre de la fracture du modèle. L'écoulement est de type stationnaire. Le rayon de propagation varie selon les paramètres du fluide. L'eau circule très facilement dans la fracture puisque la perte de charge sur

la distance parcourue est faible comparativement à un coulis plus visqueux. Selon la relation de Lombardi, la distance parcourue est proportionnelle à la pression de fluide et à l'ouverture hydraulique qui sont, elles-mêmes, étroitement reliées. La relation de Lombardi est exposée à l'équation 2.11. Il est à noter que la valeur de l'ouverture a été choisie indépendamment du diamètre maximal des grains du ciment puisque le modèle ne tient pas compte de cette dernière. Les valeurs des paramètres du modèle ainsi que les détails du code numérique sont fournis à l'ANNEXE B.

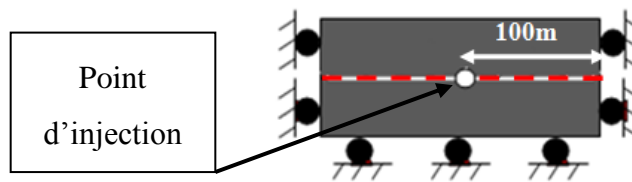


Figure 3-17 : Modèle à deux blocs superposés et injection en un point

$$R = \frac{P_f \times a_h}{2 \cdot c} \quad [3.4]$$

où  $R$  est la distance parcourue par le fluide;

$P_f$  est la pression du fluide;

$a_h$  est l'ouverture de la fracture;

$c$  est le seuil de cisaillement du fluide.

La Figure 3-18 compare la distance parcourue par le fluide obtenue à l'aide de la méthode numérique et de la méthode analytique. Dans le cas de l'eau, la solution numérique affiche des valeurs inférieures à la solution analytique puisque celle-ci atteint la frontière extérieure perméable à 100 m du point d'injection (effet de bordure). Pour les coulis de rapport  $e/c$  de 1 et 5, la solution analytique sous-estime la distance parcourue puisque cette dernière tient compte d'une ouverture constante. En réalité, l'ouverture varie comme le montre la Figure 3-19. L'ouverture initiale de la fracture est de 0,065 mm. Le coulis 1/1 montre une perte de charge plus rapide et parcourt une trentaine de mètres, soit respectivement la moitié et le tiers de la distance du coulis 5/1 et de l'eau. La relation ouverture et distance parcourue n'est donc pas linéaire.

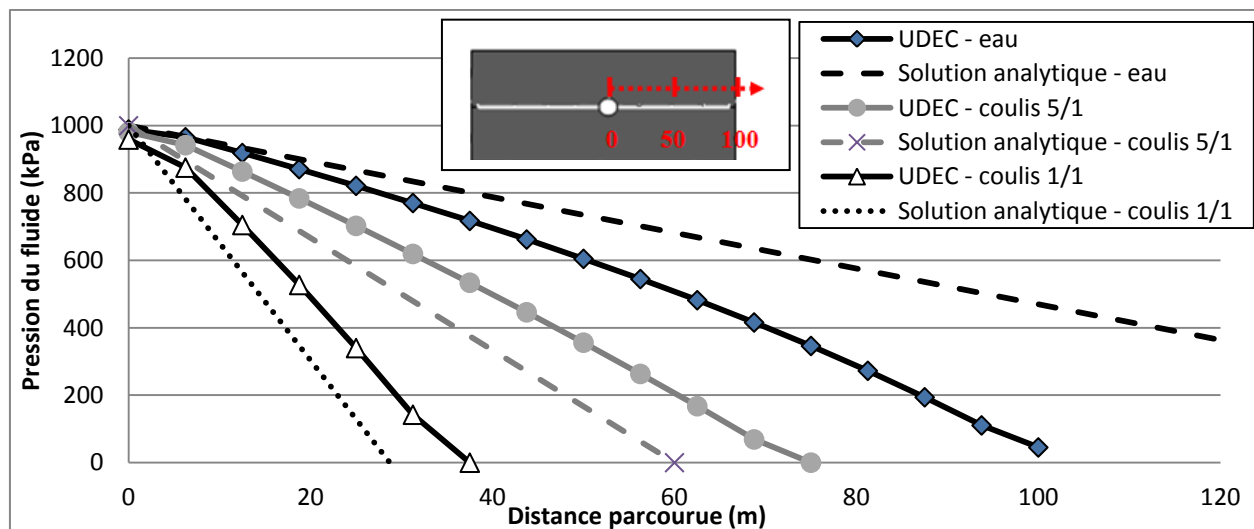


Figure 3-18 : La pression et la distance parcourue du coulis d'injection selon son rapport eau/ciment

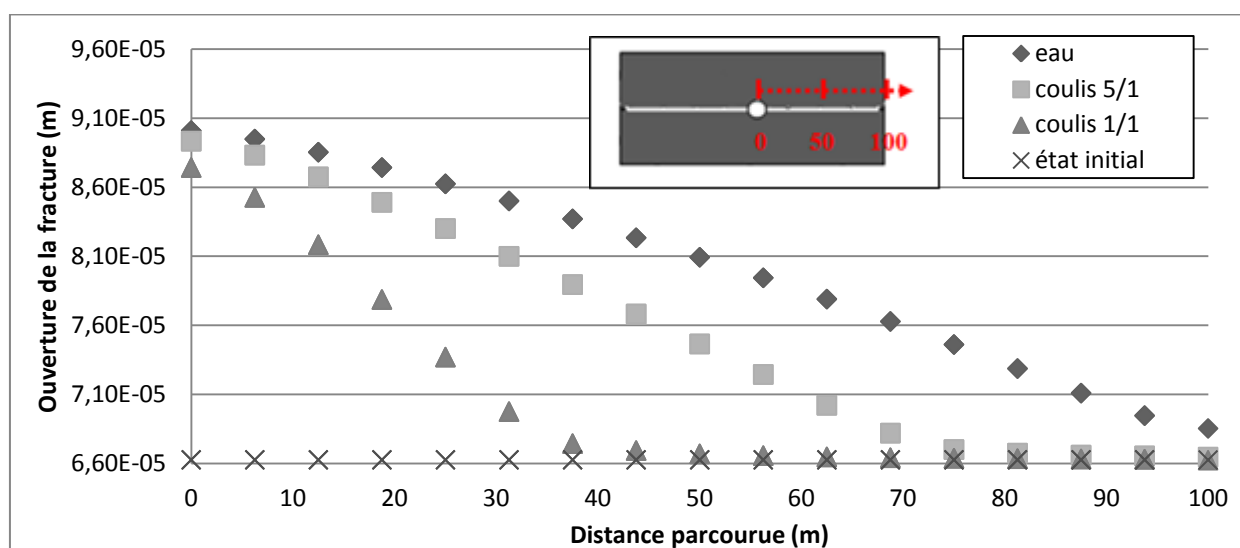


Figure 3-19 : Influence de la pression de fluide sur l'ouverture de la fracture selon le type de coulis

## 3.2 Présentation du modèle

### 3.2.1 Données de terrain

Les données de terrain du projet Eastmain permettent d'établir les valeurs de quelques paramètres de référence de la roche et du massif rocheux, ces derniers sont présentés à la fin de cette section.

Le barrage hydroélectrique Eastmain d'Hydro-Québec est un projet d'envergure s'étalant sur plusieurs années. Plusieurs campagnes d'injection ont été nécessaires pour bien imperméabiliser les fondations des infrastructures de l'aménagement hydroélectrique Eastmain. Le complexe comprend deux centrales, un évacuateur de crue, un barrage et plusieurs digues retenant un réservoir d'eau de 603 km<sup>2</sup>. Les archives d'Hydro-Québec comptent plusieurs documents rapportant les conditions géomécaniques et les résultats des campagnes d'injections effectuées à proximité de la rivière Eastmain à la Baie-James. Les pressions d'injections sont de 25 kPa par mètre de couvert à l'exception de la dernière passe qui se produit à 100 kPa.

La roche se compose de granodiorite et de gneiss (paragneiss et gneiss dioritique) dans lesquelles trois familles de joints subverticaux et une famille des joints de décompression subhorizontaux prennent place. Les données sont présentées au Tableau 3-11 :

Tableau 3-11: Caractéristiques des familles de joints relevées à proximité de l'aménagement hydroélectrique Eastmain

Famille	Direction	Épentes	Présence	Espacement
Subverticales I Diaclases	Nord-Sud	Lisses	Régionalement	n/a
Subverticales II-a Joint de foliation	Nord	Lisses	Persistant au site du barrage	Entre une et quelques dizaines de mètre (s)
Subverticales II-b Joint de foliation	Nord-Est	Ondulants	Plus ou moins continue	Entre 1 et 2 m
Subhorizontales (décompression)	-	n/a	Omniprésents au site du barrage	Entre 0,5 et 5m

Plus régionalement, près de la rivière Eastmain, la présence d'une zone de faille introduit un roc fracturé en blocs. Près du rivage, on remarque la formation de talus à blocs expliquée par une présence plus soutenue de joints qui se recoupent. La perméabilité des 20 premiers mètres étant grossièrement de l'ordre de 10 L/min.m (slug test).

À la fondation du barrage, le rapport de forage indique que les dix premiers mètres montrent des joints ouverts et que la qualité du massif rocheux se situe entre très pauvre et moyen (0% <RQD < 60%). Les joints ouverts contiennent du matériel de remplissage. Plus profondément, entre 10 m et 60 m, il y a alternance de bonne (RQD = 60 - 80%) à excellente (RQD = 90 % et plus) qualité de massif rocheux. Le gneiss présente plus de fractures que la diorite/granite. Les joints

ouverts se présentent plus localement et sont de l'ordre du millimètre, mais il y a une prédominance de joints fermés. La taille des blocs varie en moyenne entre 0,5m et 2m de hauteur et de 5m à 10 m de largeur. Finalement, la roche présente un RQD de 90% et plus et des joints fermés après 60m de profondeur.

La roche présente sur le site du Projet Eastmain a été testée et présente une bonne résistance à la compression uniaxiale, soit approximativement 100 MPa en moyenne. Les valeurs de cohésion et de la résistance en traction de la roche intacte, respectivement 28 MPa et 33 MPa, sont estimées à partir de sa valeur de résistance en compression. Selon la littérature, la résistance à la traction de la roche est bien en deçà des valeurs de pression d'injection modélisée dans le projet (Gudmundsson, 2011). La masse volumique du granite est d'environ  $2700\text{kg/m}^3$  d'après les rapports d'investigation du site de barrage Eastmain.

Les valeurs des paramètres définissant le comportement du coulis ont été obtenues à partir d'une étude de l'Institut de Recherche d'Hydro-Québec (IREQ) sur la stabilité et les paramètres du coulis (Saleh, Tremblay, Lacasse, & Lapointe, 1996; Saleh et al., 1995). Généralement, le type de ciment employé est le ciment Portland type 10 et la proportion e/c varie entre 5/1 et 1/1 (volume). La granulométrie médiane ( $D_{50}$ ) du ciment se situe entre  $12\text{ }\mu\text{m}$  et  $16\text{ }\mu\text{m}$  et la granulométrie maximale ( $D_{\text{max}}$ ) est d'environ  $100\text{ }\mu\text{m}$ .

La Figure 3-20 présente l'exemple d'un massif rocheux fracturé et sa représentation numérique. Afin de valider les résultats à l'échelle du massif du rocheux, le modèle doit être simple et limité aux familles de fractures importantes (trace, persistance et intersection) dans le phénomène de circulation du coulis et de l'hydro-soulèvement.

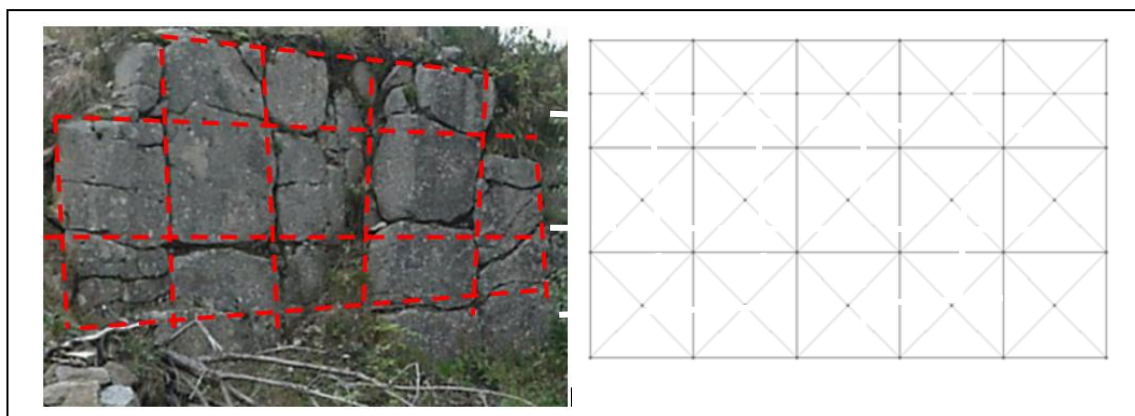


Figure 3-20 : Exemple de représentation UDEC du massif rocheux fracturé

### 3.2.2 Développement du modèle numérique

La construction du modèle commence par sa délimitation par des frontières extérieures, puis des discontinuités y sont tracées. Les familles de fractures peuvent être facilement générées en y définissant des valeurs telles que l'espacement et la persistance. L'injection se fait à l'aide de nœud de maillage se présentant sur la fracture et correspondant à la position du forage d'injection. La section 3.2.3.1 expose les différents éléments de la géométrie des modèles.

Les blocs sont déformables par le biais des éléments finis, c'est-à-dire que chaque bloc est déformable s'il est subdivisé en maillage triangulaire d'éléments, aussi appelés zones. La densité du maillage est choisie selon la dimension du modèle et, lorsqu'elle est élevée, celle-ci augmente la précision du modèle, mais aussi le temps d'analyse. Les modèles de ce projet comptent jusqu'à 15 000 éléments dont la longueur moyenne est de 1m.

Pour chaque élément, contacts ou zones, il est possible d'assigner différentes propriétés et d'obtenir un modèle très précis et distinct. Dans ce projet, afin de simplifier l'analyse et pour mieux cerner l'influence des paramètres sur les pressions d'injection limites, il a plutôt été décidé de construire un modèle comportant des paramètres de valeurs uniformes pour le roc (zones) et les joints (contacts). Ceux-ci sont respectivement présentés dans le Tableau 3-12 et le Tableau 3-13. La section 3.2.3.2 présente les justifications pour le choix des paramètres.

Le volume de roche à injecter est confiné dans un massif rocheux infiniment étendu. Pour valider la distance maximale parcourue par le coulis, celui-ci ne doit évidemment pas se rendre aux frontières. Pour reproduire ce contexte, les conditions frontières sont d'abord appliquées au modèle. Puis, les frontières ont été fixées pour mieux confiner le modèle. Cette séquence permet au modèle de se déformer initialement selon les contraintes in-situ. La section 3.2.3.3 explique les conditions appliquées aux modèles.

Tableau 3-12: Paramètres et valeurs géomécaniques du roc dans le massif rocheux

Paramètres du roc	Valeurs
(modèle isotropique élastique)	
Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	2700
Module de Young $E$ (GPa)	40
Coefficient Poisson $\nu$	0,2
Module de cisaillement $G$ (GPa)	16,6
Module de compressibilité $K$ (GPa)	22,2

Tableau 3-13 : Paramètres et valeurs géomécaniques des fractures du massif rocheux

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)	Valeurs
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,1
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1
Angle de frottement $\phi$ (°)	0 ou 30
Angle de dilatance $\psi$ (°)	0
Cohésion $C$ (MPa)	0 ou 28
Résistance à la traction $T_f$ (MPa)	0 ou 33
Coefficient de perméabilité $1/12\mu$ ( $\text{Pa}^{-1}\text{s}^{-1}$ ) en fonction $e/c$ du coulis à 5/1, 1/1 et 1/2 respectivement	2, 0,82 ou 0,145

L'injection du fluide est modélisée sous un régime d'écoulement de type stationnaire. Ainsi, le résultat correspond à l'atteinte d'un débit nul du coulis dans le modèle, ce qui peut aussi ressembler au refus d'absorption observé sur le terrain. Les forces causant le soulèvement sont maximales lorsque le coulis a atteint ses limites et cette situation est associée au cas le plus critique pour le soulèvement puisque c'est le cas qui génère les forces les plus grandes dans le modèle. De plus, comme les propriétés du coulis sont considérées indépendantes du temps pendant l'analyse, les pressions en régime stationnaire sont indépendantes du cheminement du coulis en fonction du temps. Les paramètres du fluide sont présentés dans le Tableau 3-14. Les détails concernant l'injection du coulis sont présentés dans la section 3.2.3.4.

Tableau 3-14 : Paramètres et valeurs rhéologiques du coulis de ciment. D'après l'IREQ (Saleh et al., 1996) pour un ciment Portland type 10 -  $D_{50} = 0,016\text{mm}$  et  $D_{max} = 0.1\text{mm}$ .

Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	e/c (volumique)		
	5/1	1/1	1/2
Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	1020,0	1627,0	1983,0
Cohésion $C$ (Pa)	0,550	1,150	1,950
Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,039	0,100	0,575
Coefficient de perméabilité ( $\text{Pa}^{-1}\text{s}^{-1}$ )	2,137	0,833	0,145



### 3.2.3 Hypothèses pour la construction du modèle numérique

La section suivante présente les paramètres menant à la construction des modèles. Les limites et les hypothèses du modèle sont basées sur les analyses préliminaires exposées dans la section méthodologie. Celles-ci seront décrites dans cette section.

#### 3.2.3.1 Géométrie du modèle

Les modèles sont bidimensionnels et analysés en déformations planes. La section des modèles présente les dimensions de 250 m (en y) et 400 m de largeur (en x). Afin de mieux simuler le contexte géologique, l'initialisation des contraintes in situ se fait préalablement à la définition des frontières fixes. La contrainte verticale ( $\sigma_v$ ) in situ est équivalente à la contrainte exercée par le poids du couvert. À la base (référence à la section 3.2.3.3), les contraintes horizontales ( $\sigma_H$  et  $\sigma_h$ ) in situ étudiées sont proportionnelles à la contrainte verticale. Le massif rocheux fracturé est confiné dans un plus grand massif non fracturé (2 zones de maillage) pour faciliter la stabilité des blocs lors de la mise en place des contraintes in situ ou à l'application des contraintes horizontales (Figure 3-21). La présence d'une nappe phréatique n'est pas considérée dans le modèle.

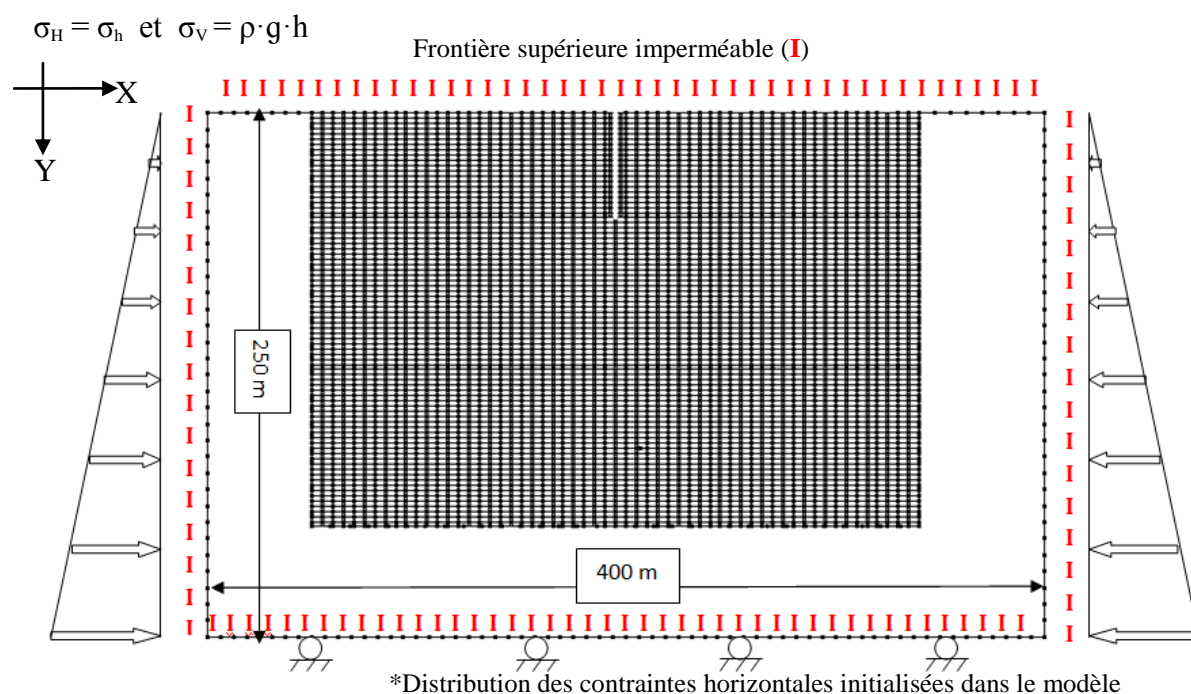


Figure 3-21 : Géométrie du modèle et conditions aux frontières.

Quatre géométries de massif rocheux fracturé ont été modélisées :

Géométrie 1 : Modèle à deux familles de fractures continues verticales et horizontales ;

Géométrie 2 : Modèle à deux familles de fractures continues à pendage  $\pm 45$  degrés ;

Géométrie 3 : Modèle à deux familles de fractures verticales et horizontales non continues ;

Géométrie 4 : Modèle avec des fractures désordonnées de géométrie Voronoï.

Les quatre modèles de massif rocheux sont présentés à la Figure 3-22. Le cas 1 correspond au contexte géologique retrouvé aux abords de la rivière Eastmain. Les autres cas sont présentés en vue d'analyser l'influence de la géométrie du réseau de fractures dans le massif rocheux sur la pression critique d'injection.

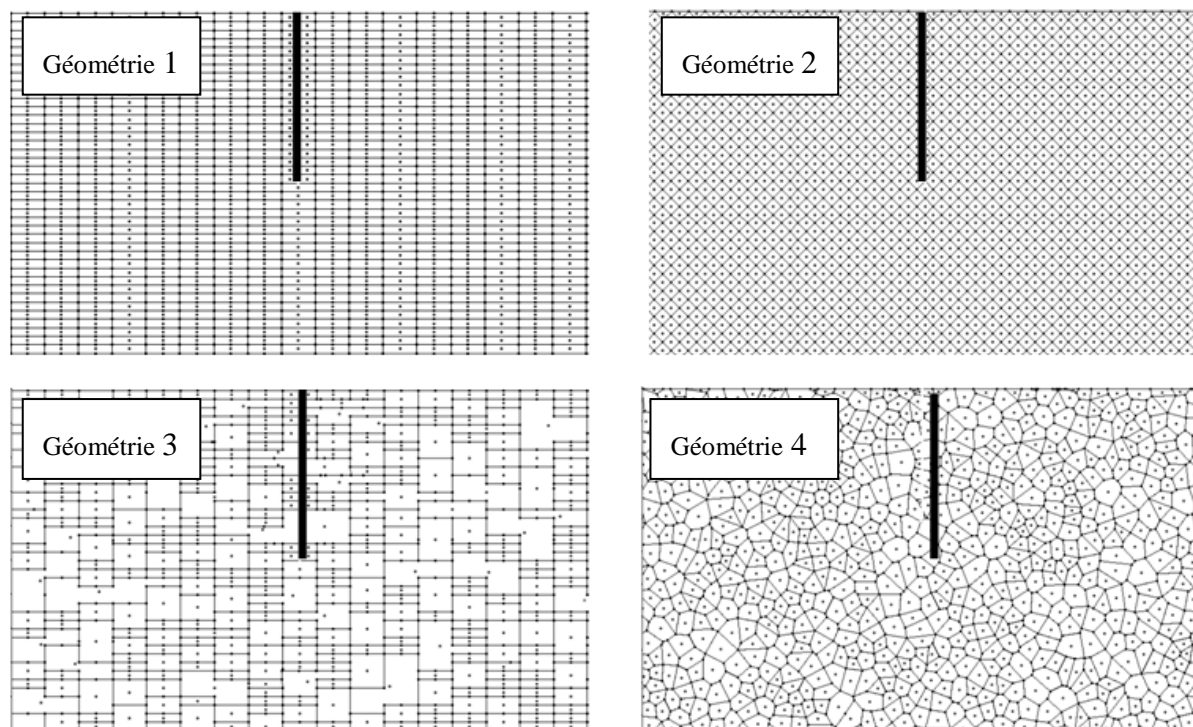


Figure 3-22: Géométrie des modèles réalisés. 1) Modèle avec familles de fractures continues horizontales et verticales. 2) Modèle avec familles de fractures continues inclinées à  $\pm 45$  degrés. 3) Modèle avec familles de fractures discontinues horizontales et verticales. 4) Modèle avec des fractures désordonnées de géométrie Voronoï.

Le forage d'injection se trouve au centre des modèles et mesure 40 m de profondeur. Il ne se présente pas comme une fracture et n'a pas de propriétés mécaniques et hydrauliques. Dans l'axe du forage d'injection, le fluide ne circule pas. L'intersection entre le forage et les fractures horizontales sont des points d'injection du point de vue de la section.

Les équations qui gouvernent le modèle 2D font que les fractures sont des plans infinis dans la direction normale au plan d'analyse et que le forage d'injection est aussi un plan infini dans la direction perpendiculaire à la section.

Modéliser l'injection à partir d'un sondage de section droite circulaire dans un milieu semi-infini par un modèle axisymétrique serait idéal. Toutefois, UDEC ne permet pas d'analyse axisymétrique pour les problèmes de circulation de fluide. La solution serait donc d'utiliser 3DEC (version tridimensionnelle de UDEC), mais ceci implique une augmentation de la complexité des analyses et des temps de calcul. Une analyse bidimensionnelle en déformations planes implique toutefois que la géométrie axisymétrique du sondage ne pourra être respectée, et donc, ne correspond pas nécessairement à quelque chose qui puisse se transposer directement à la réalité.

Dans un modèle 2D représentant une section verticale passant par l'axe d'un sondage, la perte de charge se fait uniquement le long des fractures selon une dimension. L'aire d'injection, soit la surface sur laquelle la pression d'injection est imposée dans le modèle, est beaucoup plus grande qu'elle ne l'est dans un sondage axisymétrique pour un volume de roche donné. Les volumes de fluide injecté sont donc surestimés puisque la pression du fluide est constante dans la direction normale (axe  $z$ ) au plan de l'analyse. La Figure 3-23 présente le modèle bidimensionnel tel que considéré dans le logiciel. Les calculs impliquent que les forces sont constantes en un point donné dans la direction  $z$ .

Toutefois, l'utilisation du modèle 2D plutôt qu'un modèle axisymétrique demeure acceptable puisque l'objectif principal du modèle est de vérifier l'influence des paramètres géomécaniques sur le critère d'injection au moyen de comparaisons de plusieurs cas. La démonstration qui suit permet de valider la relation entre les pressions d'injections dans le modèle 2D et le modèle 3D et montre que les résultats obtenus sont conservateurs.

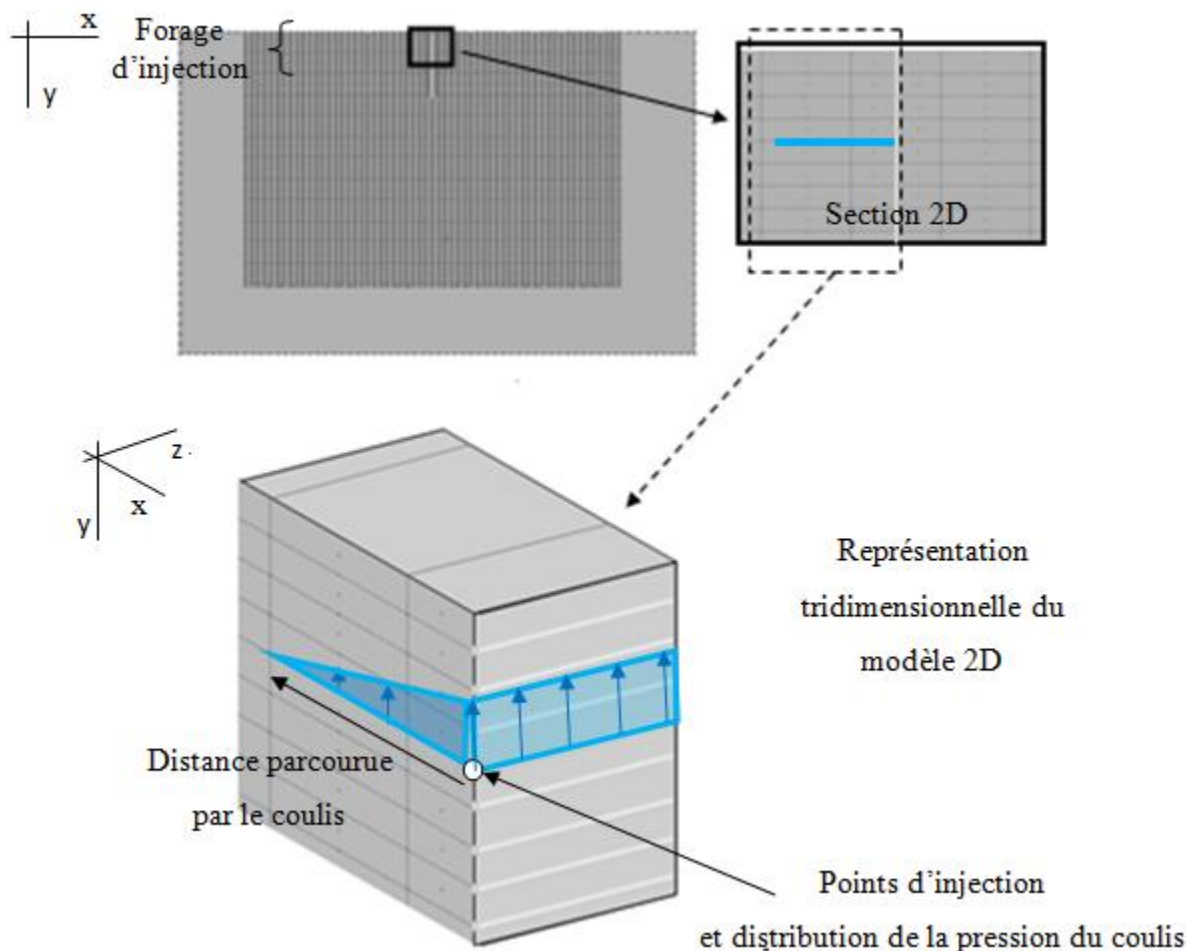


Figure 3-23 : Représentation tridimensionnelle du modèle 2D. Les directions X et Y sont dans l'axe de la section analysée et l'axe Z est normale à la section analysée.

### Comparaison des pressions d'injection du modèle bidimensionnel au modèle tridimensionnel

Le raisonnement suivant a été réalisé dans le but de comparer les poussées exercées sur les blocs résultant du modèle 2D UDEC avec des poussées obtenues si cela avait été d'un modèle 3D. Le modèle 3D aurait été espéré puisqu'il permet une représentation plus fidèle de la réalité. Toutefois, compte tenu de l'approche simplifiée et de la disponibilité des ressources, le modèle 2D a été choisi pour le projet.

Le modèle de massif rocheux utilisé pour la conceptualisation comporte un réseau de 3 familles de discontinuités orthogonales dont l'une des familles est horizontale. L'espacement des fractures

pour cette famille est de 1m. L'espacement des deux familles verticales est de  $2r'$ . Le massif rocheux est donc formé de blocs de  $2r' \times 2r' \times 1$  (Figure 3-24).

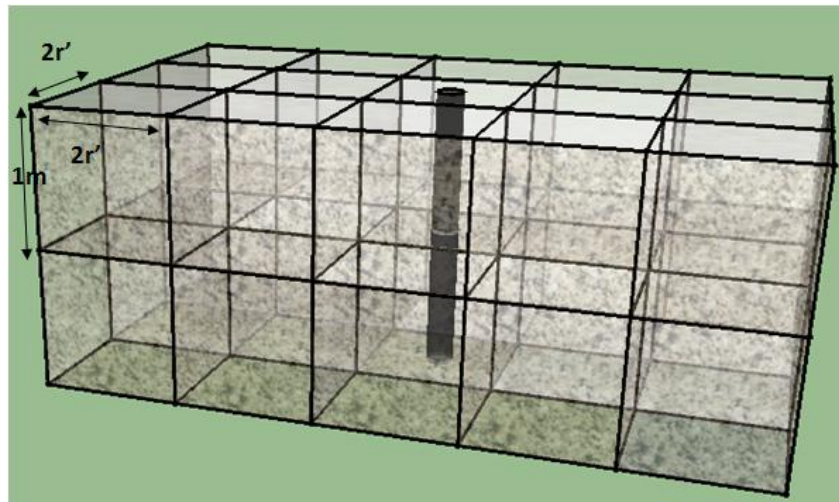


Figure 3-24 : Représentation du réseau de fractures dans le massif rocheux

Le développement mathématique a été construit en supposant que :

- 1) à une pression d'injection égale, la distribution de pressions et la distance parcourue par le coulis sont similaires (dans le plan XY) pour les conditions 2D et 3D, ce qui semble raisonnable suite aux interprétations des résultats obtenus avec les analyses préliminaires et aux comparaisons établies avec les solutions analytiques, et;
- 2) les paramètres résultantes de l'analyse (pressions, dimensions) sont considérés à des fins de comparaison seulement et de justification pour l'utilisation d'un modèle 2D.

### Approche 3D

La représentation 3D (Figure 3-25) du massif rocheux comporte un réseau de trois familles de discontinuités orthogonales dont l'espacement de la famille de fractures horizontales est de 1m et l'espacement des deux familles verticales est de  $2r'$ . Le massif est formé de blocs de  $2r' \times 2r' \times 1$ . Dans le modèle 3D, le forage d'injection vertical montre une distribution de pression d'injection autour du forage de forme conique (axisymétrie).

La Figure 3-25 illustre un forage d'injection vertical centré sur l'un des blocs. L'analyse suppose que la distribution de pression d'injection est isotrope (axisymétrique par rapport au forage) et radiale et qu'elle décroît de façon linéaire de "h" à l'axe de forage ( $r=0$ ) à zéro sur une distance radiale  $r$  (Figure 3-25). La force de poussée à laquelle le bloc est alors soumis correspond à la résultante des pressions appliquées sous un bloc de  $2r' \times 2r'$ . Cette résultante correspond au volume de l'intersection d'un prisme à base carrée de côté  $2r'$  (la base du bloc) et de hauteur  $h$  avec un cône de rayon  $r$  ( $r \geq r'$ ) et de hauteur  $h$ ,  $h$  étant la pression au point d'injection qui diminue linéairement jusqu'à atteindre 0 à la distance  $r$ . Ceci définit un cône de rayon  $r$  ( $r \geq r'$ ) et de hauteur  $h$ . Ce cône représente la distribution de la pression autour du forage obtenue dans un modèle 3D. Le volume de l'intersection est alors donné par le polynôme suivant, en fonction du rapport  $r'/r$  pour une valeur de pression  $h$  (Corthésy et Leite, communication personnelle).

$$\text{Vol}_{\text{intersection3D}} = h \left( -2.50 \frac{r'^3}{r^3} + 3.39 \frac{r'^2}{r^2} + 0.15 \frac{r'}{r} \right) \quad [3.5]$$

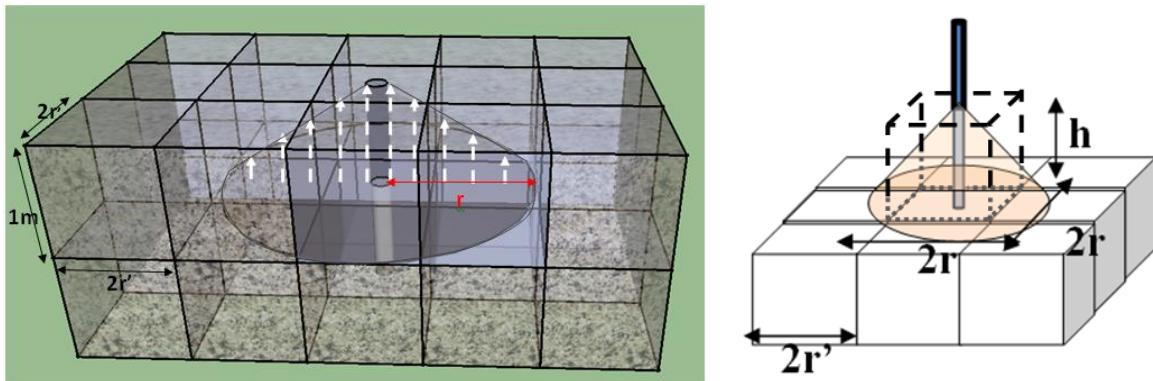


Figure 3-25 : La perte de charge du coulis dans une fracture horizontale d'un modèle axisymétrique (3D) de forage d'injection d'un massif rocheux d'un massif rocheux fracturé.

### Approche 2D

Le modèle 2D (Figure 3-26) comporte un réseau de deux familles de discontinuités dont l'espacement de la famille de fractures horizontales est de 1m et l'espacement des deux familles verticales est de  $2r'$ . Le massif est formé de blocs de  $2r' \times 1 \times \text{infini}$ . Dans le modèle 2D, le forage est l'équivalent d'une tranchée mince de laquelle part une distribution de pression qui



forme un prisme de section triangulaire dont la longueur est infinie perpendiculairement au plan de l'analyse. La perte de charge linéaire est considérée dans l'analyse pour simplifier le concept puisque l'ouverture hydraulique des fractures est considérée constante.

Le cas bidimensionnel est construit tel le modèle UDEC. En transposant le modèle en 3D, le forage est une tranchée mince dans laquelle la distribution de pression ressemble à un prisme de section triangulaire dont la longueur est infinie perpendiculairement au plan de l'analyse. La section de ce prisme a une base de dimension  $2r$  et une hauteur  $h$  (Figure 3-26).

Selon cette adaptation à la réalité 3D, la distribution de pression triangulaire exerce une poussée sur la base du bloc de  $2r' \times 2r'$ . Cette poussée est proportionnelle au volume de l'intersection d'un prisme à base carrée de  $2r' \times 2r'$  avec le prisme triangulaire de base  $2r$  ( $r \geq r'$ ) et de hauteur  $h$  (Corthésy et Leite, communication personnelle). Le volume d'intersection de ces deux prismes est égal à,

$$V_{\text{intersection2D}} = h \left( 4 \frac{r'^2}{r^2} - 2 \frac{r'^3}{r^4} \right) \quad [3.6]$$

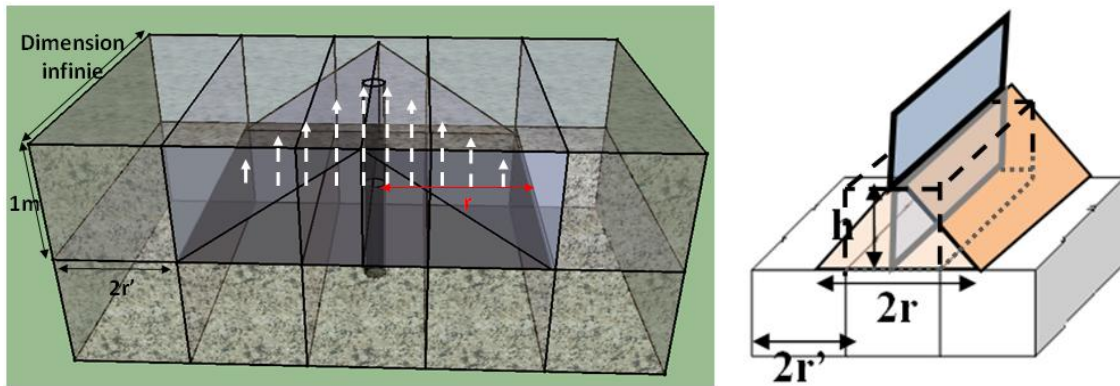


Figure 3-26 : La perte de charge du coulis dans une fracture horizontale d'un modèle 2D de forage d'injection d'un massif rocheux d'un massif rocheux fracturé.

Le volume dessiné par chacune des approches est calculé à l'aide du logiciel AutoCad. En faisant le rapport entre ces deux volumes, c'est-à-dire le rapport entre la poussée exercée sur un bloc à base carrée dans le modèle 2D et la poussée réellement exercée en 3D avec une distribution de pression axisymétrique, on obtient la relation suivante (Figure 3-27) :

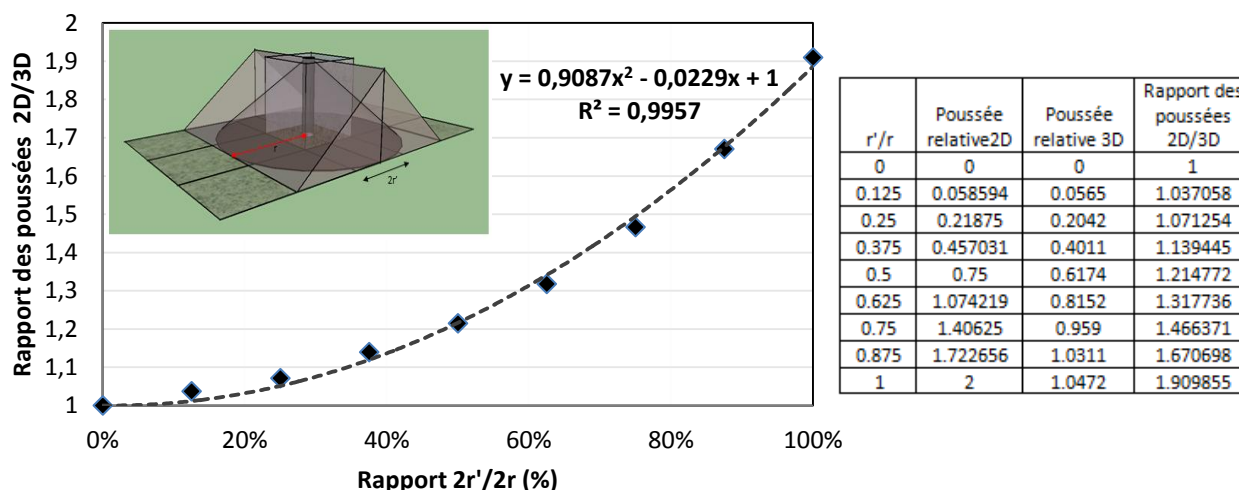


Figure 3-27 : Relation des forces de poussées sous le bloc du modèle bidimensionnel et tridimensionnel en fonction de la distance parcourue par le coulis  $2r$  sous le bloc de largeur  $2r'$ .

À pression égale et en posant l'hypothèse que la distance parcourue par le coulis est identique, la poussée exercée sur les blocs de roche dans notre modèle 2D est plus forte qu'elle ne le serait avec un modèle 3D. Les manipulations présentent donc un modèle 2D conservateur puisque, pour déplacer un bloc, il faudra appliquer une pression plus faible dans ce modèle que pour le modèle 3D. La différence de pression est d'environ 20% lorsque les dimensions des côtés du bloc sont 50% de celles de la limite de distance parcourue par le coulis, et cette différence va en augmentant lorsque les dimensions du bloc augmentent. Toutefois, étant donné l'objectif du projet qui est de comparer le critère de 25 kPa/m à des pressions autres, toutes les analyses sont affectées par le même biais et de ce fait, les différents scénarii peuvent être comparés entre eux.

### 3.2.3.2 Propriétés géomécaniques du modèle

#### La roche intacte

Les paramètres mécaniques de la roche dans le modèle des cas 1, 2, 3 et 4 (Figure 3-22) apparaissent dans le Tableau 3-12. Dans ce projet, la roche n'est pas sollicitée jusqu'à sa rupture en traction (fracturation hydraulique) puisque l'objectif du projet est en lien avec la déformation



élastique de la fracture (soulèvement hydraulique). Sous cette condition, il est alors plus simple de supposer que la roche soit élastique (modèle linéaire dépendant du module de Young).

La Figure 3-28 expose les déplacements en y (verticaux) enregistrés dans le modèle de massif rocheux suite à mise en place des contraintes initiales du modèle. Les déplacements plus importants sont observés près de la surface du modèle et à proximité de la zone fracturée. Les valeurs de déplacements sont faibles à la base du modèle en raison des frontières fixées (section 3.2.3.3). Les déplacements maximaux sont de l'ordre du  $10^{-5}$  m et sont observés près de la surface et du centre du modèle, soit loin de l'influence des frontières fixées. Le fait que les déplacements des blocs supérieurs sont plus importants résulte également de la déformation des fractures.

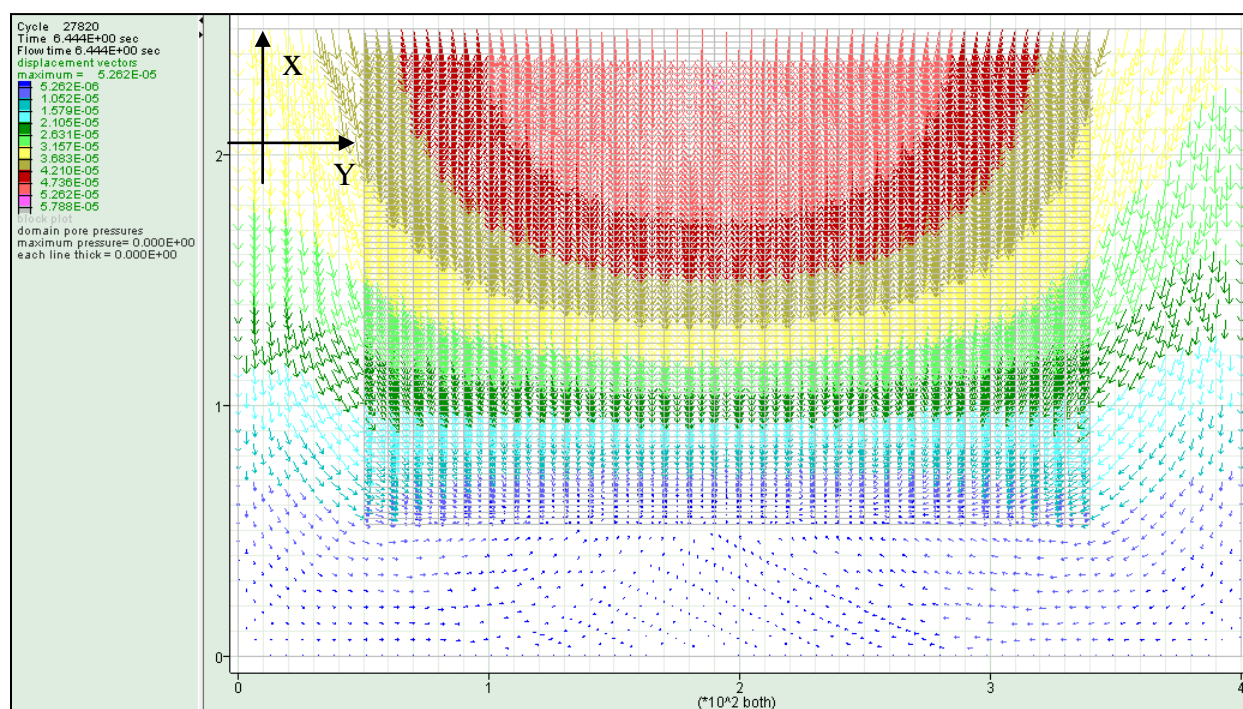


Figure 3-28 : Vecteurs déplacement dans le modèle suite à l'initialisation des contraintes (avant les passes d'injection). Le modèle de massif rocheux fracturé comporte deux familles de joints dont l'angle de frottement est de  $30^\circ$  (géométrie 1 de la section 3.2.3.1) et les paramètres généraux du modèle sont présentés dans les tableaux 3, 4 et 5 de la section 3.2.2.  $K=1$ , soit les contraintes horizontales (selon x et z) sont égales aux contraintes gravitaires (selon y).

## Les systèmes de fractures

### Loi de comportement mécanique des fractures (ouverture mécanique)

Le déplacement élastique tangentiel à la fracture est décrit par la loi linéaire de Hooke alors que la rupture en cisaillement des fractures suit le critère linéaire de Mohr-Coulomb (référence à la section ANNEXE A).

Quant au déplacement élastique normal à la fracture, aussi appelé soulèvement élastique, il est linéairement dépendant de sa rigidité normale et de la contrainte normale appliquée à celle-ci (Loi de Hooke). Il est à noter que le modèle de fermeture non-linéaire (Modèle Barton-Bandis) ne s'applique pas au modèle puisque le projet cible le phénomène de soulèvement de la fracture. La rupture en soulèvement est contrôlée par la résistance à la traction de la fracture (référence à la section ANNEXE A).

La dilatance est le déplacement normal associé au déplacement tangentiel dû aux aspérités sur les plans de la fracture. Toutefois, comme l'influence de l'angle de dilatance sur la résistance en cisaillement a été négligeable selon les analyses préliminaires, celle-ci n'a pas été considérée.

### Loi de comportement hydraulique des fractures (ouverture hydraulique)

Les valeurs d'ouverture des fractures ( $a_{\max}$ ,  $a_0$  et  $a_{\text{res}}$ ) ont été choisies en fonction de la distance parcourue maximale ainsi que du diamètre moyen des particules de ciment. D'abord, l'ouverture maximale ( $a_{\max}$ ) des fractures a été restreinte à une valeur minimale pour que la progression du coulis n'atteigne pas les frontières du modèle. Comme les pressions d'injection et les distances parcourues maximales sont étudiées dans ce projet, il est donc important que la propagation du coulis ne soit pas limitée par les frontières imperméables du modèle.

De plus, pour évaluer la distance parcourue par un coulis injecté à une pression maximale et pour éviter que celle-ci ne soit biaisée par une ouverture plafonnant à la valeur  $a_{\max}$ ,  $a_{\max}$  a été paramétrée à une valeur suffisamment grande et raisonnable, soit à 40 fois la valeur de  $a_0$ . De plus, pour des fins pratiques, la valeur de l'ouverture initiale du modèle numérique est basée sur la  $D_{50}$  (granulométrie médiane des particules) du ciment généralement utilisé. La  $D_{50}$  se situe entre 12 et 16  $\mu\text{m}$  et la  $D_{\max}$  est de 100  $\mu\text{m}$ . L'ouverture initiale a été fixée à la valeur  $D_{\max}$  afin de prendre en compte le risque que les particules de ciment ne puissent entrer dans la fracture et bloquent la progression du coulis (quoique ceci ne soit pas considéré de façon directe dans le

modèle numérique). Hormis cette hypothèse, il n'y a aucune considération de l'état du coulis (thixotropie, température) dans le calcul numérique et, bien que, en pratique, l'injectabilité du coulis est définie comme étant sa valeur de  $D_{\max}$  inférieure le tiers de l'ouverture de la fracture. La Figure 3-29 montre l'intervalle des valeurs d'ouverture des fractures. Les valeurs  $a_{\max}$ ,  $a_0$ ,  $a_{\text{res}}$  et  $K_n$  sont définies par l'utilisateur.

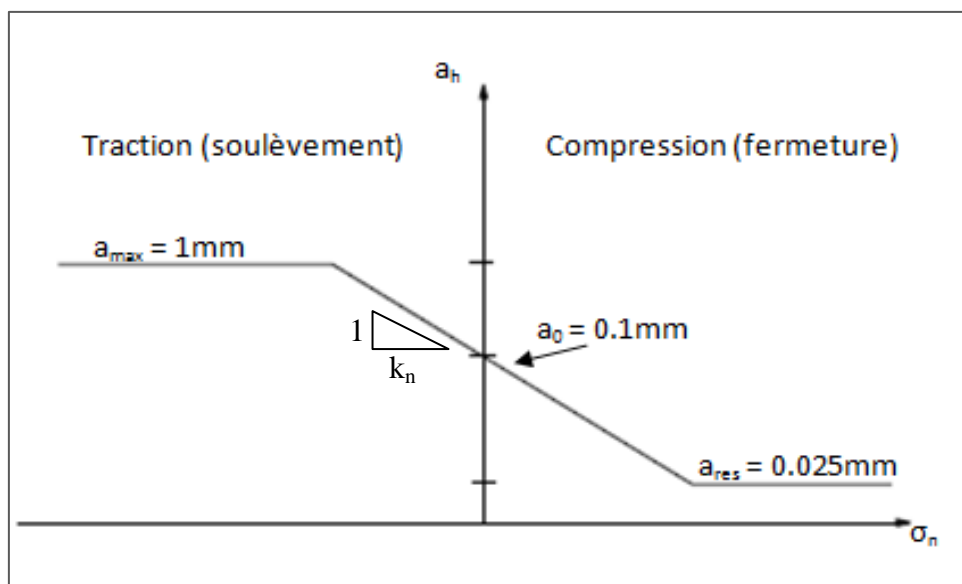


Figure 3-29 : Influence des contraintes normales sur l'ouverture et la fermeture des fractures.

### Cohésion et résistance à la traction des fractures

La présence de fractures non continues et l'ouverture a une incidence sur la circulation du coulis. Comme le logiciel ne considère pas les fractures non connectées au système de fractures, il n'était pas possible de construire un modèle avec des familles de fractures moins fréquentes pour mieux simuler la condition de ponts rocheux ou de résistance mécanique des épontes de fractures. Augmenter l'espacement et la trace des familles de fractures réduit la probabilité de points de jonction. Ceci a pour conséquence de modéliser un massif rocheux très peu fracturé.

Il a été décidé que la cohésion et la résistance à la traction des fractures sont des paramètres obtenus à l'aide de la résistance en compression de la roche intacte servant à simuler la présence de ponts de roche intacte en donnant aux discontinuités un pourcentage (1%, 5% et 10%) de la

résistance de la roche intacte. Le pourcentage fait référence au rapport des aires moyennes des discontinuités avec les aires formées de ponts de roche intacte.

### 3.2.3.3 Frontières du modèle

#### Conditions des contraintes in situ du massif rocheux

Le Bouclier Canadien a connu une succession de périodes glaciaires et de fontes glacières. Le retrait des glaciers a donc engendré l'érosion du couvert rocheux exposant ainsi de très vieilles roches. La décompression de la roche superficielle et le relâchement des contraintes expliquent la présence de fractures horizontales et sub-horizontales dans le Bouclier Canadien. Ces fractures de décompression tendent à se refermer à mesure que la profondeur augmente. Afin de simuler cet état, l'initialisation des contraintes in situ est d'abord effectuée avant de fixer les frontières extérieures et avant de simuler l'injection. Par exemple, l'ouverture des fractures horizontales et verticales varie entre 0.025 à 1 mm respectivement selon leur profondeur ou du nombre de mètres de couvert rocheux.

Dans le Bouclier Canadien, les contraintes horizontales ( $\sigma_h$ ) sont de l'ordre de 2 à 3 MPa en surface et elles sont de 2 à 3 fois supérieures aux contraintes verticales ( $\sigma_v$ ). Des analyses préliminaires du modèle 2D avec des conditions de contraintes similaires au Bouclier Canadien (rapport  $\sigma_h/\sigma_v$  supérieur à 1 ( $K > 1$ )) montrent que le coulis finit par atteindre les frontières avant même de noter le soulèvement des fractures. Puisque le modèle est limité par un nombre maximal d'éléments distincts, il n'était pas possible d'augmenter les dimensions du modèle. Il faut se rappeler que les dimensions du modèle sont limitées à 400 m x 250 m (Lxl) pour avoir un maillage suffisamment serré et un modèle dont le temps de calcul soit raisonnable. De plus, les dimensions du modèle sont suffisamment grandes pour inclure un rayon de propagation normalement observé autour d'un forage d'injection puisque le patron d'injection utilisé pour l'imperméabilisation des fondations de barrages est généralement de 6 m entre les forages pour la plupart des projets d'Hydro-Québec dans ce type de contexte géologique.

Comme les contraintes horizontales sont plus élevées que la contrainte verticale dans le Bouclier Canadien, l'apport de la résistance au cisaillement n'est pas négligeable sur les plans de fractures

découpant des blocs susceptibles de soulever. L'influence des contraintes est pertinente dans ce projet.

### **Frontières extérieures**

Lors des travaux d'injection, les fuites de coulis à la surface sont colmatées pour éviter les pertes. De ce fait, la frontière supérieure du modèle a été définie comme imperméable pour permettre de simuler cette condition. Les frontières inférieures et latérales, quant à elles, sont suffisamment éloignées de la zone d'injection de manière à ce que le coulis ne les atteigne pas lors des simulations d'injection.

Les frontières latérales et inférieures sont fixes. Cette condition permet de simuler le massif rocheux confiné dans un plus grand volume.

#### **3.2.3.4 Injection du fluide**

##### **Remise à zéro des pressions de fluide dans les passes précédentes**

Comme les pressions de fluide sont restées dans les fractures des passes préalablement injectées de coulis, les fractures sont parfois à la limite de la rupture à la traction et au cisaillement. Puisque le modèle est déjà fortement saturé en coulis dès les premières passes d'injection, les passes situées près de la surface présentent un soulèvement à des pressions d'injection très faibles.

Afin d'éviter ce problème, les pressions de fluide aux passes inférieures à la passe testée sont remises à zéro. D'autant plus que cette hypothèse simule du même coup le lavage du forage d'injection à chaque passe. Cette étape assure que l'ouverture des fractures des passes subséquentes ne soit pas bouchée par du coulis. Bien que les pressions soient remises à zéro localement dans le forage, une partie du coulis reste dans le réseau puisque son retour est empêché par la perte de charge, ce qui permet indirectement de simuler la prise du coulis, sans toutefois modifier la résistance des fractures injectées.

##### **Mise en place du coulis**

Les passes d'injection sont généralement ascendantes. Ainsi, les pressions de fluides subséquentes à la dernière passe sont plus faibles. Le coulis ne peut donc pas circuler dans les

fractures colmatées par du coulis déjà en place et figé. La solution numérique du logiciel UDEC tient compte de la saturation du réseau dans les possibilités du coulis à circuler dans le réseau. En d'autres mots, les pressions déjà existantes dans les fractures (soit le coulis toujours présent après la remise à zéro des pressions) ne permettent pas la progression du coulis de la nouvelle passe à condition que la pression de fluide de la nouvelle passe soit supérieure à celle déjà en place.

### **Thixotropie du coulis**

Dans les analyses du projet, les propriétés du coulis ne diffèrent pas dans le temps. Il est toutefois possible de tenir compte du caractère thixotrope du coulis en ajustant les paramètres de cohésion et de résistance à la traction aux fractures injectées.

Dans la section 4.3 des Résultats, le modèle est soumis à l'injection selon des passes descendantes, ce qui implique qu'il y a un temps de cure suffisamment long pour laisser le coulis atteindre une résistance à la traction/compression maximale. Dans ce modèle, de nouvelles propriétés ont été conférées aux fractures remplies de coulis supposé figé avant l'injection d'une passe subséquente. Les valeurs utilisées proviennent des essais de compression et de cisaillement sur des éprouvettes de béton réparé par du coulis de ciment (Gallagher (2012)). Selon ces résultats, la cohésion et la résistance à la traction spécifiquement associées à un coulis de ciment sont respectivement de 0,57 MPa et de 1 MPa.

### **Influence de la température sur la fluidité du coulis**

Les propriétés rhéologiques du coulis sont sensibles à la température du milieu à injecter. Malgré ce fait, l'influence de la température sur la fluidité du coulis n'a pas été considérée dans le modèle.

### **Distance parcourue par le coulis**

La longueur maximale des éléments distincts, aussi appelée arrête, est définie à 5m dans le modèle et chaque élément est relié à son voisin par des nœuds. Les pressions de fluide sont calculées aux nœuds, soit à tous les segments de fractures de 5m.

La distance parcourue par le coulis est définie comme étant des nœuds enregistrant une pression de fluide non nulle. La distance parcourue du coulis n'est pas une donnée précise dans ce modèle. Elle permet d'apprécier grossièrement l'influence de certains paramètres sur la perte de charge du coulis parce qu'elle ne peut être relevée qu'à tous les 5m. Toutefois, les pressions d'injections

sont testées à des incréments de 10 kPa et, selon la solution analytique, il faut respectivement un peu plus de 50 kPa et 100 kPa de pression d'injection pour faire parcourir un coulis 5/1 et coulis 1/1 sur une distance de 5m. Ceci étant dit, la solution théorique est valable pour un modèle dont l'ouverture est constante. Puisque que le modèle UDEC tient compte du processus hydro-mécanique, il est normalement attendu que la solution analytique soit inférieure à celle du modèle numérique.

### **3.2.3.5 Solution et convergence**

La convergence de la solution est basée sur l'équilibre des forces. Les forces et les déplacements associés aux éléments des blocs (nœuds du maillage) sont enregistrés à chaque pas de temps. Dans une analyse de type stationnaire, l'absence de convergence du modèle vers une solution indique que le modèle est instable et que des déplacements constants peuvent être enregistré aux nœuds du modèle.

D'après les analyses préliminaires, il est possible de distinguer deux types de déplacement des blocs. D'abord, le déplacement élastique qui est plutôt lié aux propriétés élastiques du modèle et à la convergence du calcul numérique. Puis, le déplacement plastique qui se caractérise par des déplacements constants allant parfois jusqu'à l'état de rupture (Figure 4-21). Cet état est observé lorsque le coulis atteint la frontière supérieure (surface) et initie le mouvement non-réversible de la rangée supérieure de blocs qui se soulève.

Dans ce projet, la pression d'injection limite correspond à la pression maximale d'injection possible avant d'observer une instabilité numérique du modèle. L'approche par essai-erreur permet de trouver les pressions d'injection de coulis critiques au soulèvement. Les incréments sont de l'ordre de 10 kPa.

## CHAPITRE 4 RÉSULTATS

Le chapitre est divisé en trois sections :

(4.1) L'influence des propriétés géomécaniques du modèle et des paramètres rhéologiques du coulis. À partir d'un modèle de massif rocheux simple comportant un réseau de fractures ordonnées et continues, plusieurs simulations d'injection dans un forage ont été réalisées de sorte à isoler les cinq paramètres et à en vérifier leur influence sur les pressions d'injection limites et l'hydro-soulèvement :

- 1) la cohésion et la viscosité du coulis d'injection (en lien avec le rapport  $e/c$ )
- 2) l'ouverture de la fracture ( $a_h$ )
- 3) l'angle de frottement de la fracture ( $\Phi_f$ )
- 4) la cohésion et la résistance à la traction des fractures et
- 5) les contraintes dans le massif rocheux.

La comparaison des pressions d'injection limites (autrement dit les pressions d'injection maximales avant que le soulèvement plastique ne se produise) aux pressions d'injection suggérées par l'industrie est aussi présentée dans cette section.

(4.2) L'influence de la géométrie du réseau de fractures du modèle. Le modèle décrit dans la section 4.1 présente une géométrie simple. La modélisation de l'injection dans trois différents modèles de géométrie du réseau de fractures a été réalisée afin de vérifier le cas le plus conservateur, c'est-à-dire la géométrie de réseau de fractures la plus favorable à l'hydro-soulèvement. Les modèles sont les suivants :

- 1) modèle composé de fractures continues et inclinées à  $\pm 45$  degrés;
- 2) modèle comportant des fractures non continues horizontales et verticales;
- 3) modèle comportant un réseau désordonné.

Les pressions d'injection d'un coulis de ciment 1/1 pour des modèles de géométries différentes seront comparées à celles obtenues avec le modèle de massif rocheux fracturé de la section 4.1.

(4.3) L'influence de la méthode d'injection. Cette section sert à comparer les pressions d'injection limites obtenues selon la méthode classique d'injection par passes ascendantes et selon la méthode d'injection par passes descendantes. L'objectif de cette analyse est de vérifier si cette méthode permet d'optimiser les pressions d'injection.



Dans ce projet, il faut se rappeler que la pression d'injection limite correspond à la pression maximale d'injection possible avant d'observer une instabilité numérique (déséquilibre des forces) du modèle. L'approche par essai-erreur permet de trouver les pressions d'injection de coulis critiques au soulèvement.

## 4.1 Influence des paramètres géomécaniques et rhéologiques

Dans cette section, différentes analyses ont été réalisées avec un modèle de massif rocheux fracturé selon deux familles de fractures (horizontales et verticales) s'apparentant à ce qui est observé dans le Bouclier Canadien (Figure 4-1). Les analyses permettent de comparer l'effet de certains paramètres sur la pression d'injection maximale et la distance de propagation du coulis.

Les 5 variables sont: (1) la cohésion et la viscosité du coulis d'injection (en lien avec le rapport  $e/c$ ), (2) l'ouverture de la fracture ( $a_h$ ), (3) l'angle de frottement de la fracture ( $\Phi_f$ ), (4) la cohésion et la résistance à la traction des fractures et (5) les contraintes dans le massif rocheux.

Les paramètres généraux du roc sont présentés au Tableau 3-12. Les propriétés des fractures et du coulis sont présentées dans un tableau au début de chaque sous-section.

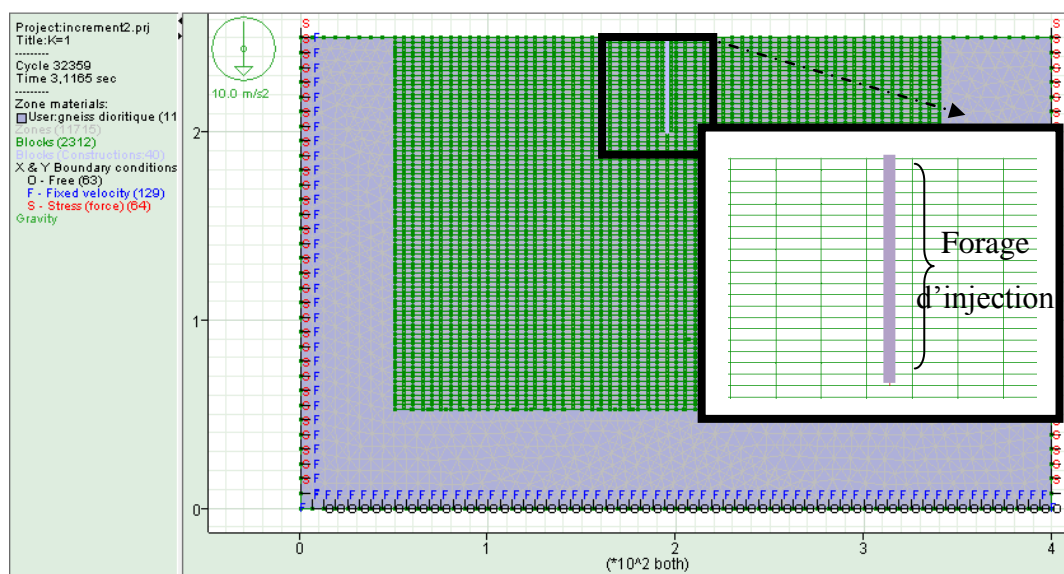


Figure 4-1 : Modèle de massif rocheux aux fractures verticales et horizontales

### 4.1.1 Paramètres rhéologiques du coulis d'injection

Le coulis de rapport e/c de 5/1 est utilisé comme mélange de départ dans certains travaux d'injection parce que sa consistance permet au coulis de parcourir une grande distance dans la fracture. Lorsque la pression d'injection n'arrive pas à se stabiliser (absorption trop importante), le coulis est alors épaissi. Un coulis de rapport e/c inférieur à 1 est considéré comme un coulis stable. Toutefois, un coulis plus dense parcourt une plus faible distance qu'un coulis fluide dû à sa résistance au cisaillement plus élevée.

Dans les prochaines analyses, les coulis de rapport e/c de 5/1, 1/1 et 1/2 sont étudiés. Ces derniers sont différents par leur densité, leur viscosité et leur cohésion. Les valeurs de ces paramètres sont présentées dans le Tableau 4-1. Le modèle de massif rocheux fracturé comporte deux familles de fractures continues (géométrie 1 de la section 3.2.3.1). Les propriétés géomécaniques des fractures sont disponibles au Tableau 4-1. Les contraintes horizontales sont égales aux contraintes gravitaires ( $K=1$ ).

Tableau 4-1 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)	Valeurs	Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	e/c (volumique) eau
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40	Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	1000,0
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40	Cohésion $c$ (Pa)	0,100
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,1	Viscosité $\mu$ (Pa·s)	$8,33 \times 10^{-10}$
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025		
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1		
Angle de frottement $\phi$ (°)	30		
Angle de dilataance $\psi$ (°)	0		
Cohésion $C$ (MPa)	0		
Résistance à la traction $T_t$ (MPa)	0		
Coefficient de perméabilité $1/12\mu$ ( $\text{Pa}^{-1}\text{s}^{-1}$ ) en fonction e/c du coulis à 5/1, 1/1 et 1/2 respectivement	2, 0,82 et 0,145		

Dans la Figure 4-3, les pressions maximales pour chaque passe et pour les différentes consistances de coulis peuvent être comparées à la contrainte gravitaire du couvert rocheux (27 kPa/m) et aux pressions prescrites par le critère classique d'injection (25 kPa/m). Les valeurs de pressions du critère 25 kPa/m sont identifiées dans le graphique pour chacune des passes.

La relation «pression d'injection et profondeur» pour chaque passe est sensiblement linéaire pour les trois types de coulis. À l'exception de la première passe, les pressions limites enregistrées pour le coulis 5/1 avoisinent les valeurs de pressions associées au poids du couvert. Les coulis e/c de 1/1 et de 1/2 présentent des pressions limites d'injection plus élevées que le coulis de rapport e/c de 5/1, ceci correspondant à un écart de l'ordre du 200 kPa pour les passes 1 (35 à 40 m de profondeur) et 2 (30 à 35 m de profondeur). À de faibles profondeurs, les courbes ont tendance à se rapprocher puisque la distance à parcourir pour se rendre sous les blocs de la première rangée est courte et l'effet de la perte de charge du coulis est négligeable.

Contrairement aux autres passes pour le coulis e/c de 5/1, la première passe d'injection de 770 kPa génère une diffusion plus grande puisqu'aucune pression de coulis n'est encore présente dans le modèle. En supposant le trajet le plus court vers la surface et la perte de charge de 11 kPa/m (équation 3.4) due à la résistance au cisaillement du coulis 5/1, le coulis atteint effectivement la surface avec une pression suffisamment grande pour soulever la fracture située au niveau supérieur du modèle. C'est d'ailleurs ce qui est présenté à la Figure 4-2. Les contraintes normales sont nulles dans la fracture horizontale près de la surface et dans les fractures verticales à proximité du forage d'injection, là où les plus faibles contraintes gravitaires et les plus fortes pressions d'injection sont respectivement attendues. Ce mécanisme est également observé pour les autres consistances de coulis à l'exception que le soulèvement survient à pressions d'injection évidemment plus élevées.

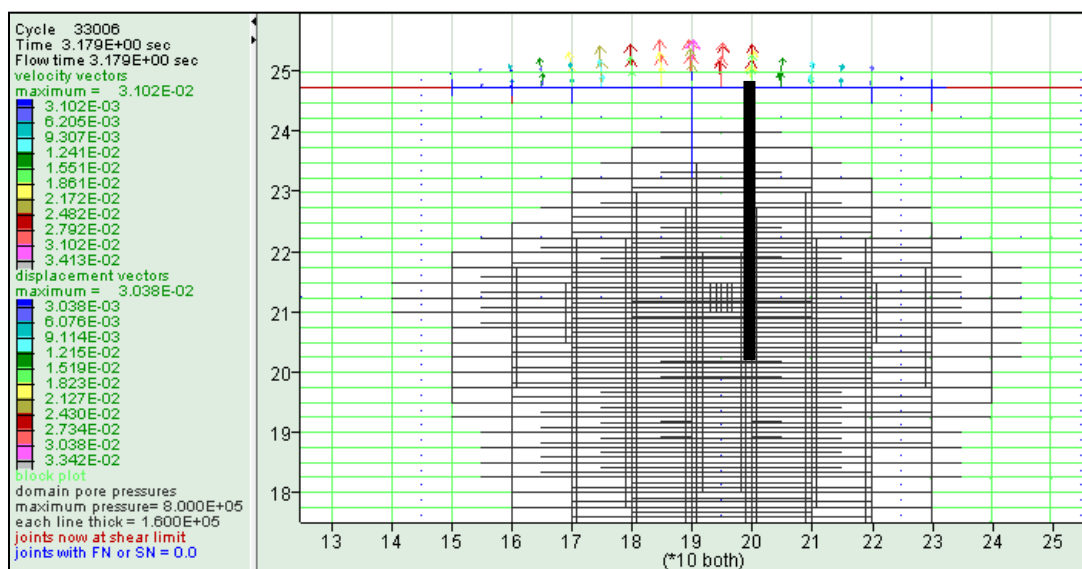


Figure 4-2 : Soulèvement de 30 mm observé à l'injection (800 kPa) du coulis 5/1 à la passe 1.

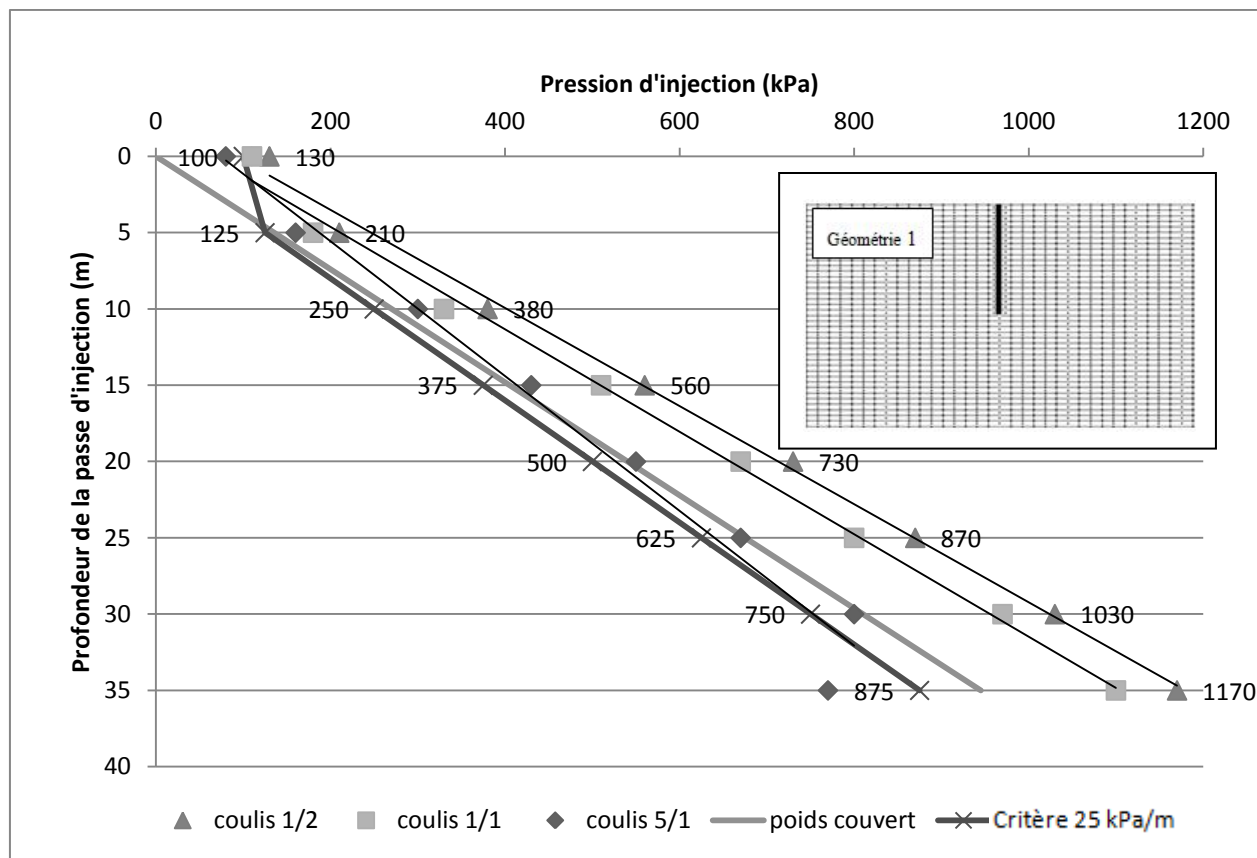


Figure 4-3 : Pressions d'injections limites pour chaque passe avec le coulis de rapport e/c de 5/1, 1/1 et 1/2. Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont celles du critère 25 kPa/m (bornes inférieures) et celles obtenues pour le coulis de ciment 2/1 (bornes supérieures) pour chaque passe de 5 m.

La Figure 4-4 permet de mieux comparer la distance parcourue selon le type de coulis utilisé dans le même modèle de massif rocheux. Comme le coulis de ciment 1/2 est rarement utilisé, la comparaison ne s'attarde que sur les coulis de ciment 1/1 et 5/1. Pour une même pression (équivalente au critère 25 kPa/m), le coulis e/c de 5/1, étant plus fluide, circule plus loin dans le réseau de fractures horizontales que le coulis de rapport e/c de 1/1. Les distances parcourues par les coulis injectés aux pressions maximales correspondent bien à la solution théorique (équation 3.4). Il y a peu d'écart entre les coulis injectés aux pressions de 25 kPa/m et aux pressions d'injection limites pour les deux types de coulis. Comme les pressions d'injection maximales et le critère de pression 25 kPa/m sont comparables pour le coulis 5/1, les distances parcourues sont très comparables pour les deux cas. En profondeur, le coulis 1/1 montre une augmentation de près

de 20% de la pression d'injection sur le critère de 25 kPa/m, ce qui se reflète sur les distances parcourues. D'après l'équation 3.4, pour un coulis 1/1, chaque 5m parcouru requiert une pression d'injection d'un peu plus de 100 kPa.

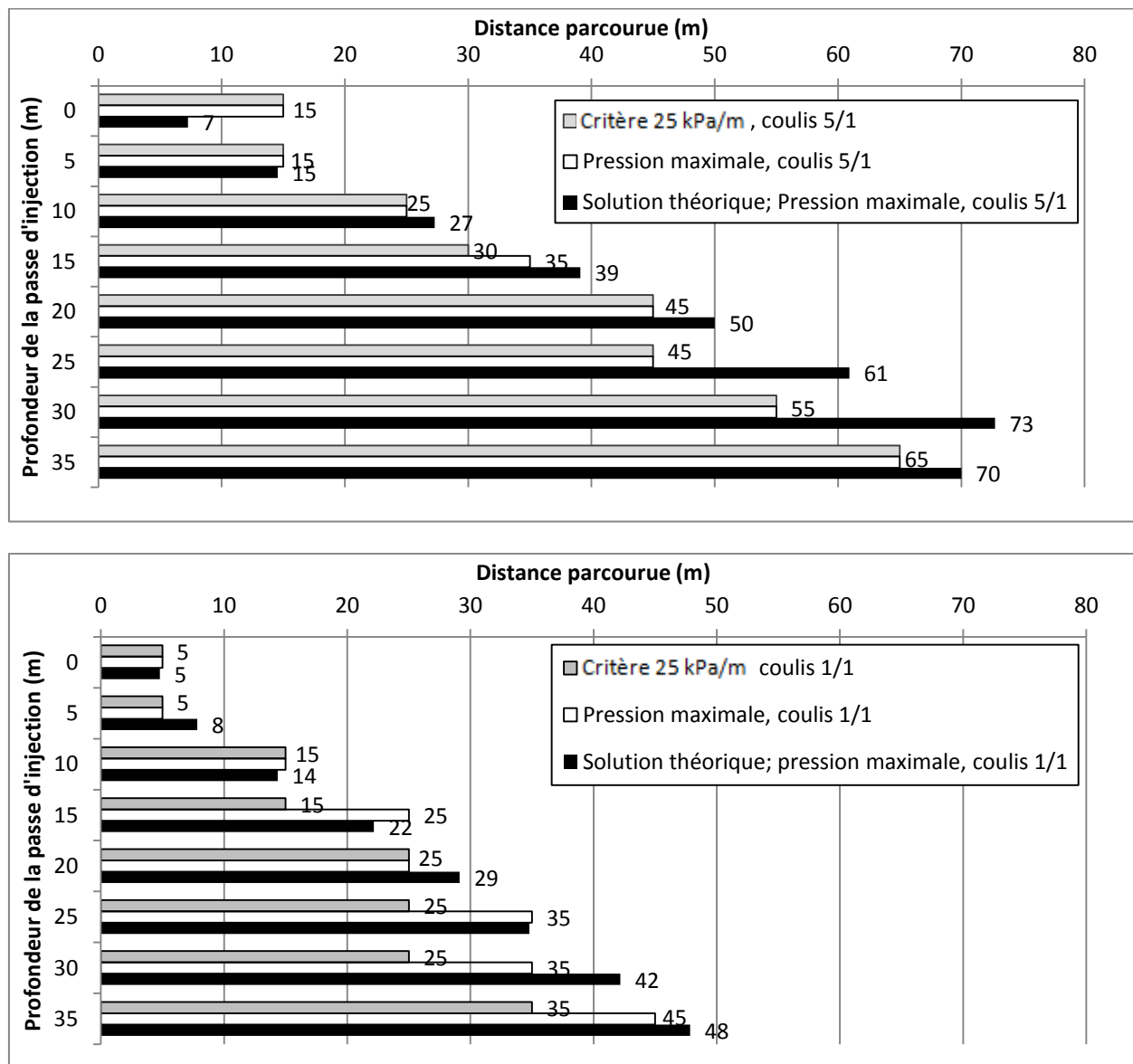


Figure 4-4 : Distance parcourue à chaque passe selon le critère d'injection et le rapport e/c du coulis d'injection.

#### 4.1.2 Ouverture des fractures

Étroitement liée au phénomène de la perte de charge, l'ouverture hydraulique des fractures est le principal facteur d'influence dans la mise en place du débit d'injection (équation 2.8) et de la

distance parcourue par le coulis (équation 3.4). Les prochaines analyses consistent à évaluer l'influence de l'ouverture sur la pression d'injection d'un coulis de ciment 1/1, plus couramment utilisé dans l'industrie. Les propriétés des fractures et du coulis d'injection sont présentées dans le Tableau 4-2. Le modèle de massif rocheux fracturé comporte deux familles de fractures (géométrie 1 de la section 3.2.3.1). Les contraintes horizontales sont égales aux contraintes gravitaires  $K=1$ .

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)	Valeurs
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,05 et 0,1
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1
Angle de frottement $\phi$ (°)	30
Angle de dilatance $\psi$ (°)	0
Cohésion $C$ (MPa)	0
Résistance à la traction $T_r$ (MPa)	0
Coefficient de perméabilité $1/12v$ ( $\text{Pa}^{-1}\text{s}^{-1}$ ) en fonction $e/c$ du coulis 1/1	0,82

Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	$e/c$ (volumique)
	1/1
Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	1627,0
Cohésion $c$ (Pa)	1,150
Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,100

Tableau 4-2 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle

La Figure 4-5 montre les pressions d'injection maximales de la première passe d'injection (35 et 40 m de profondeur) pour différentes valeurs d'ouverture de fractures. La droite en pointillé illustrée (945 kPa) correspond à la valeur de la pression de fluide minimale nécessaire au soulèvement du couvert rocheux, équivalente à la contrainte gravitaire du couvert rocheux, à condition qu'elle soit uniformément appliquée à la fracture et que l'interaction entre les blocs soit négligée. Comme le laisse présumer le modèle analytique, le modèle numérique montre une relation non-linéaire entre la pression d'injection et l'ouverture hydraulique. La relation converge rapidement vers une valeur asymptote avoisinant la valeur de la contrainte gravitaire du couvert rocheux. Les plus grandes pressions d'injection sont possibles lorsque l'ouverture des fractures est de l'ordre du micromètre puisque la perte de charge est plus importante.

La Figure 4-6 décrit la pression d'injection maximale du coulis 1/1 du modèle selon des ouvertures de fractures de 0.05 mm et de 0.1 mm. Il est possible de constater que la variation des pressions limites est linéaire et qu'elle est à peu près parallèle à la courbe de la contrainte

gravitaire du couvert de roche. La différence entre les deux courbes de pressions d'injection maximales est d'environ 100 kPa malgré le fait que la valeur de l'ouverture soit doublée.

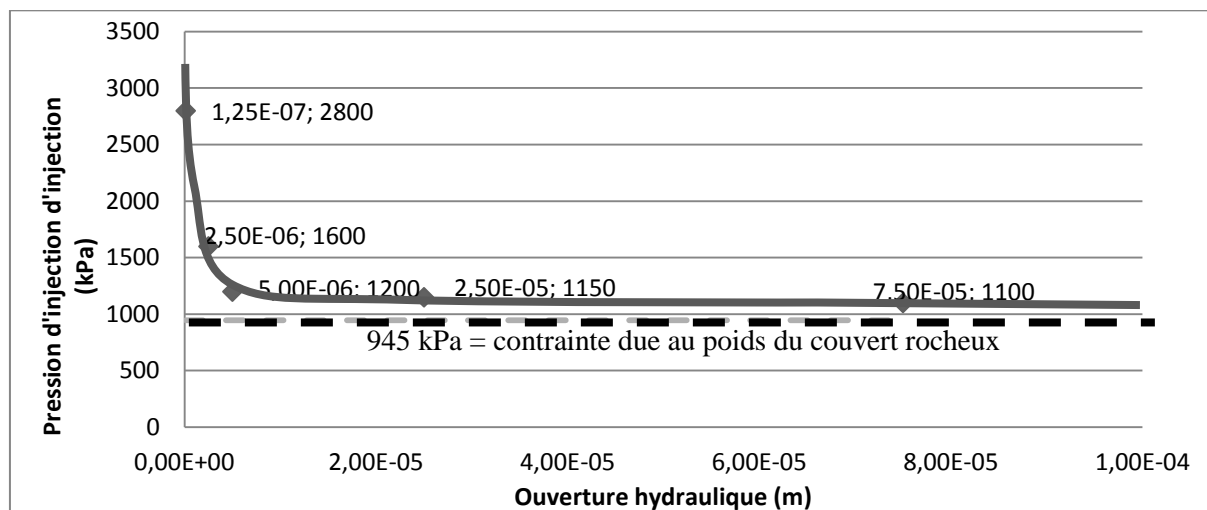


Figure 4-5 : Pression limite d'injection pour un coulis 1/1 en fonction de l'ouverture d'une fracture comprise dans la passe située entre 35 et 40 m de profondeur.

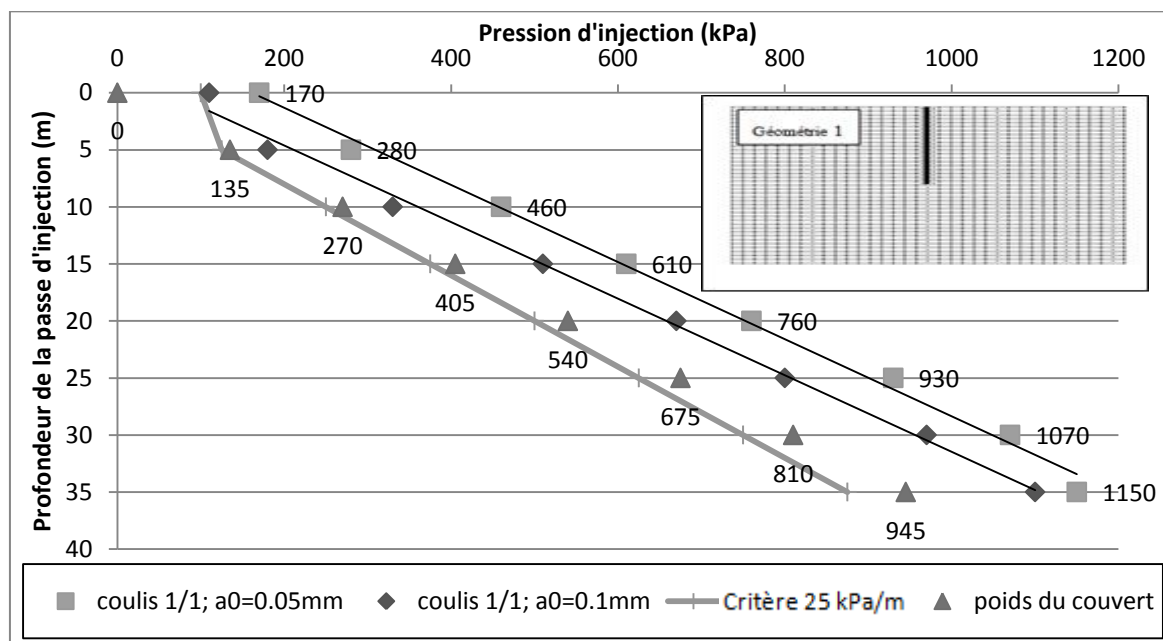


Figure 4-6 : Influence de l'ouverture des fractures sur la pression limite d'injection pour un coulis 1/1. Les valeurs présentées sont les pressions d'injection pour un modèle dont les ouvertures des fractures sont de 0.05 mm et 0.1 mm.

La Figure 4-7 présente la distance parcourue par le coulis dans les fractures horizontales de la passe injectée. En doublant la valeur de l'ouverture du modèle, il est possible d'augmenter la distance de propagation de manière considérable. Ces valeurs sont comparées avec celles obtenues à l'aide de la solution analytique basée sur la pression maximale de la solution numérique (équation 3.4). La comparaison indique que la solution numérique est inférieure à l'approximation théorique puisque cette dernière est basée sur une valeur d'ouverture constante.

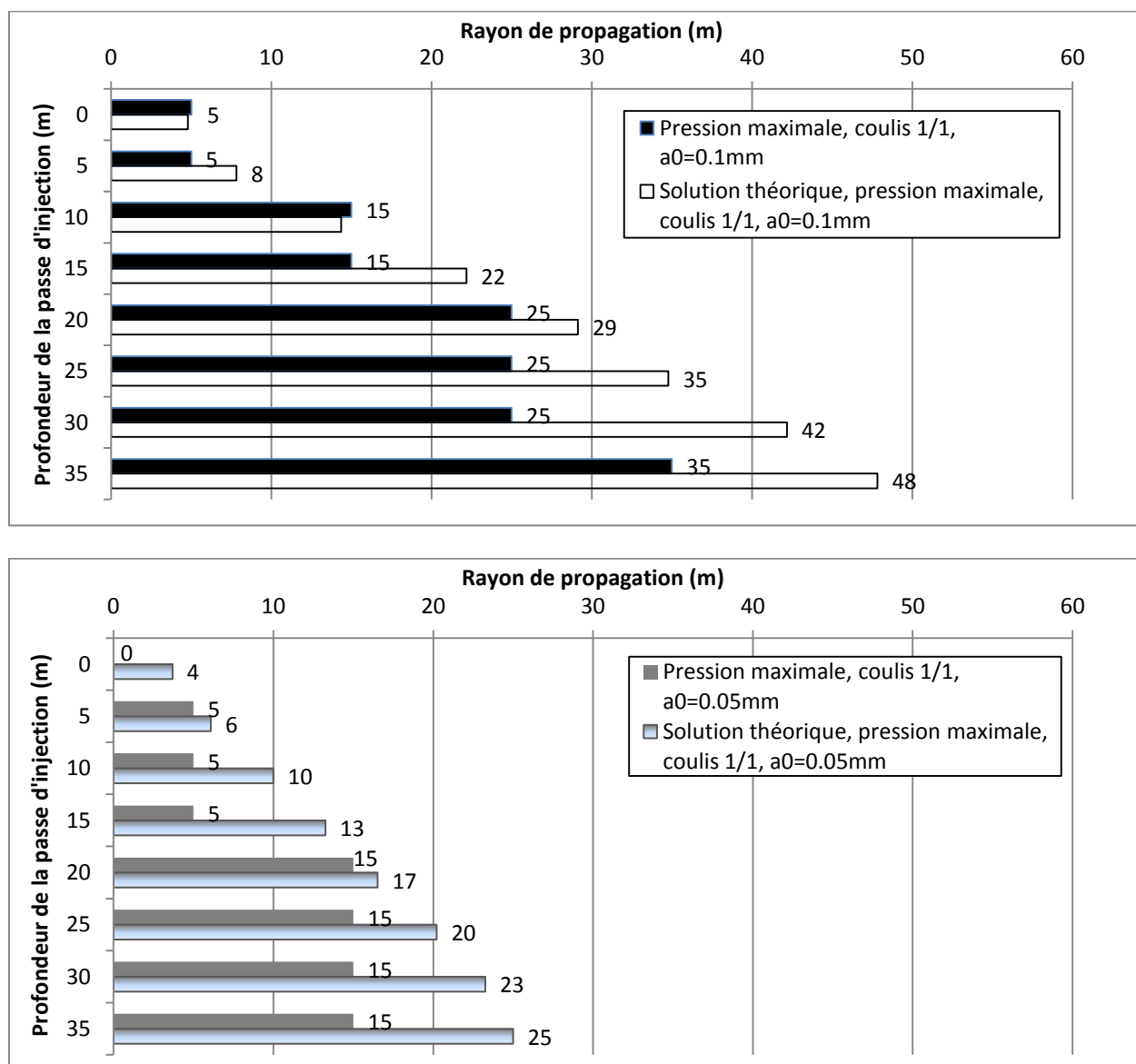


Figure 4-7 : Effet de l'ouverture sur la distance parcourue par le coulis et comparaison entre les solutions numériques et solution numérique des distances parcourues.



### 4.1.3 Angle de frottement de la fracture

Le modèle contient un réseau de fractures verticales et horizontales. Comme les contraintes majeures dans le Bouclier Canadien sont horizontales et d'après les résultats préliminaires sur le comportement mécanique des fractures, l'effet de la résistance au cisaillement des fractures verticales ne doit pas être négligée. Le critère d'injection 25 kPa/m ne considère pas cet effet.

Les prochaines analyses consistent à évaluer l'influence de l'angle de frottement sur le phénomène de soulèvement de fracture pour l'injection d'un coulis 5/1 et 1/1. Étant donné que le mouvement vertical des blocs est empêché par la résistance au cisaillement des fractures verticales, il est logique de supposer que la pression d'injection limite devrait être supérieure au critère 25 kPa/m.

Les propriétés des fractures et du coulis d'injection sont présentées dans le Tableau 4-3. Le modèle de massif rocheux fracturé comporte deux familles de fractures (géométrie 1 de la section 3.2.3.1). Les contraintes horizontales sont égales aux contraintes gravitaires ( $K=1$ ).

Tableau 4-3 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)	Valeurs		
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40		
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40		
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,1		
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025		
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1		
Angle de frottement $\phi$ (°)	0 ou 30		
Angle de dilatance $\psi$ (°)	0		
Cohésion $C$ (MPa)	0		
Résistance à la traction $T_f$ (MPa)	0		
Coefficient de perméabilité $1/12\mu$ ( $\text{Pa}^{-1}\text{s}^{-1}$ ) en fonction $e/c$ du coulis 5/1 et 1/1	2 et 0,82		

Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	$e/c$ (volumique)	
	5/1	1/1
Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	1020,0	1627,0
Cohésion $c$ (Pa)	0,550	1,150
Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,039	0,100

La Figure 4-8 montre les pressions d'injection maximales possibles pour chaque passe effectuée avec un coulis 1/1 dans un modèle selon la condition A (avec un réseau de fractures où l'angle de frottement est 0°) et la condition B (avec un réseau de fractures présentant un angle de frottement de 30°).

D'après les résultats, les relations sont linéaires. Le modèle avec la condition B permet l'injection à des pressions plus élevées à mesure que la profondeur augmente puisque les contraintes

horizontales augmentent avec la profondeur ( $K=1$ ) et la résistance en cisaillement des fractures verticales augmentent également dans ce sens. Les contraintes normales aux fractures verticales près de la surface sont donc très faibles, ce qui explique pourquoi les pressions limites d'injection selon les conditions A et B sont similaires pour les passes en surface (à 10 m de profondeur). À la passe 1 (35-40 m de profondeur), l'écart entre les pressions d'injection limites pour les conditions A et B atteint jusqu'à 225 kPa.

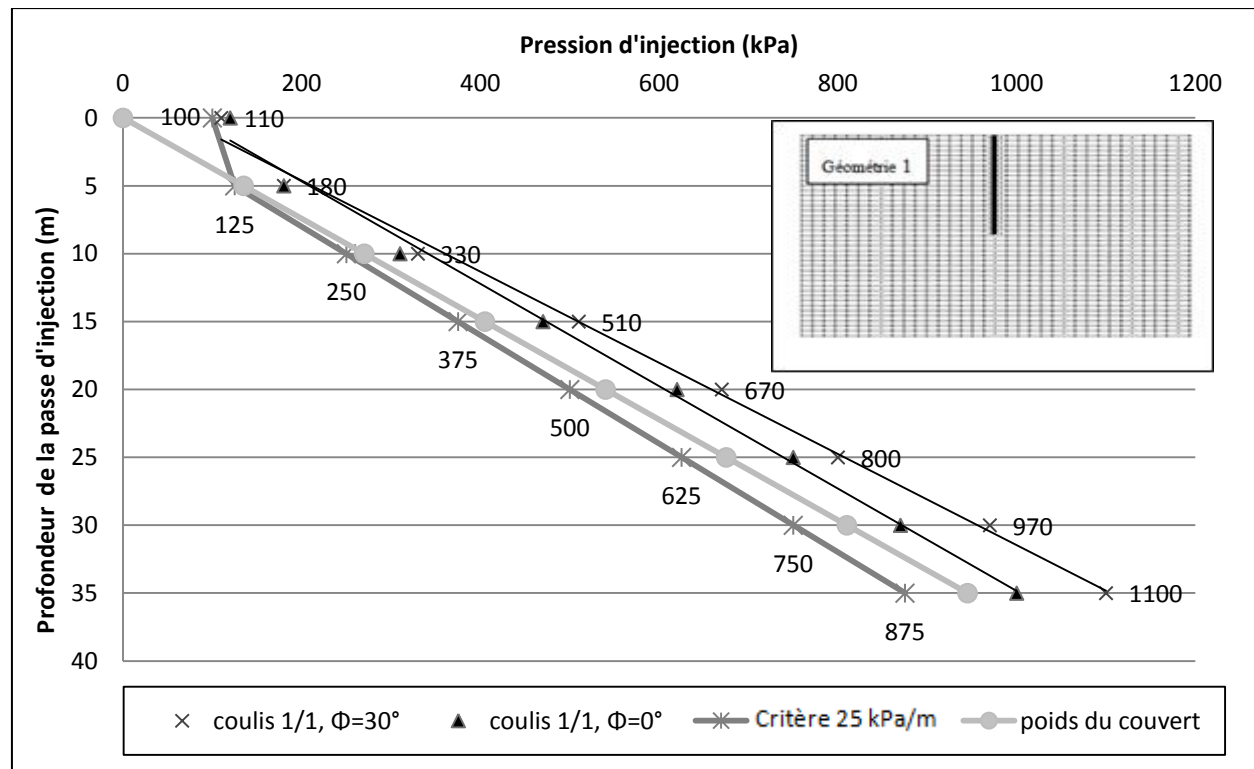


Figure 4-8 : Effet de l'angle de frottement des fractures sur la pression limite d'injection pour un coulis e/c = 1/1. Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont celles du critère 25 kPa/m (borne inférieure) et celles obtenues pour le modèle dont les fractures présentent un angle de frottement  $\Phi = 30^\circ$  (borne supérieure) pour chaque passe de 5 m.

La Figure 4-9 montre les pressions d'injection maximales possibles pour chaque passe effectuée avec un coulis 5/1 dans un modèle selon la condition A (avec un réseau de fractures où l'angle de frottement est  $0^\circ$ ) et la condition B (avec un réseau de fractures présentant un angle de frottement de  $30^\circ$ ).

Les pressions limites d'injection des cas A et B sont très près des valeurs de la contrainte gravitaire du couvert rocheux, mais toutefois supérieures aux critères 25 kPa/m. La relation entre la pression d'injection et la profondeur de la passe est linéaire dans les deux cas. La condition A montre des pressions d'injection légèrement supérieures à la condition B. Ainsi, inversement aux résultats du coulis 1/1, le modèle aux fractures avec  $\Phi = 0^\circ$  permet l'injection à des pressions maximales légèrement plus élevées que celui aux fractures avec  $\Phi = 30^\circ$  pour les passes en profondeur (supérieure à 10 m). La Figure 4-9 fait part de cette observation.

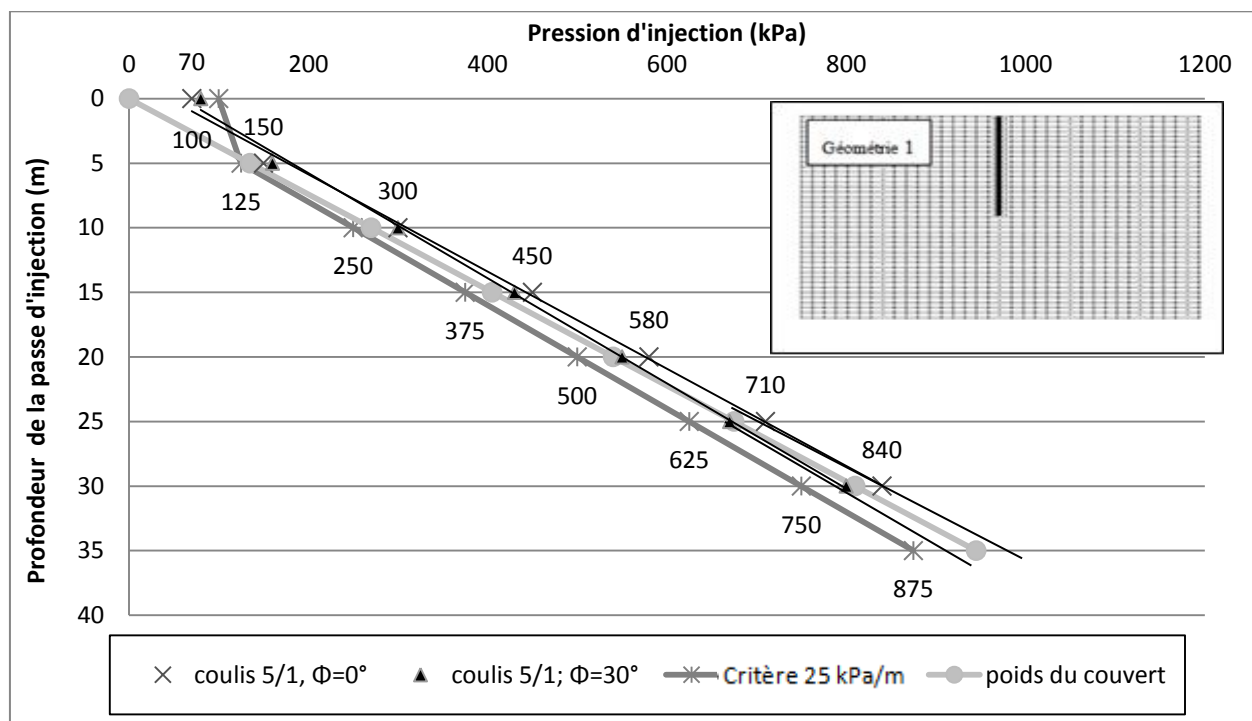


Figure 4-9 : Effet de l'angle de frottement des fractures sur la pression limite d'injection pour un coulis  $e/c = 5/1$ . Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont celles du critère 25 kPa/m (borne inférieure) et celles obtenues pour le modèle dont les fractures présentent un angle de frottement de  $\Phi = 30^\circ$  (borne supérieure) pour chaque passe de 5 m.

La Figure 4-10 présente les vecteurs déplacement aux nœuds du modèle et les distances parcourues par un coulis 1/1 injectés aux pressions limites dans les modèles dont l'angle de frottement des fractures est de  $30^\circ$  et  $0^\circ$ . L'angle de frottement n'a pas d'incidence directe sur la distance de diffusion comme le laisse présumer la solution analytique (Équation 3.4). À des

pressions d'injection égales, les résultats ne montrent évidemment aucune différence sur la distance parcourue pour les conditions A et B.

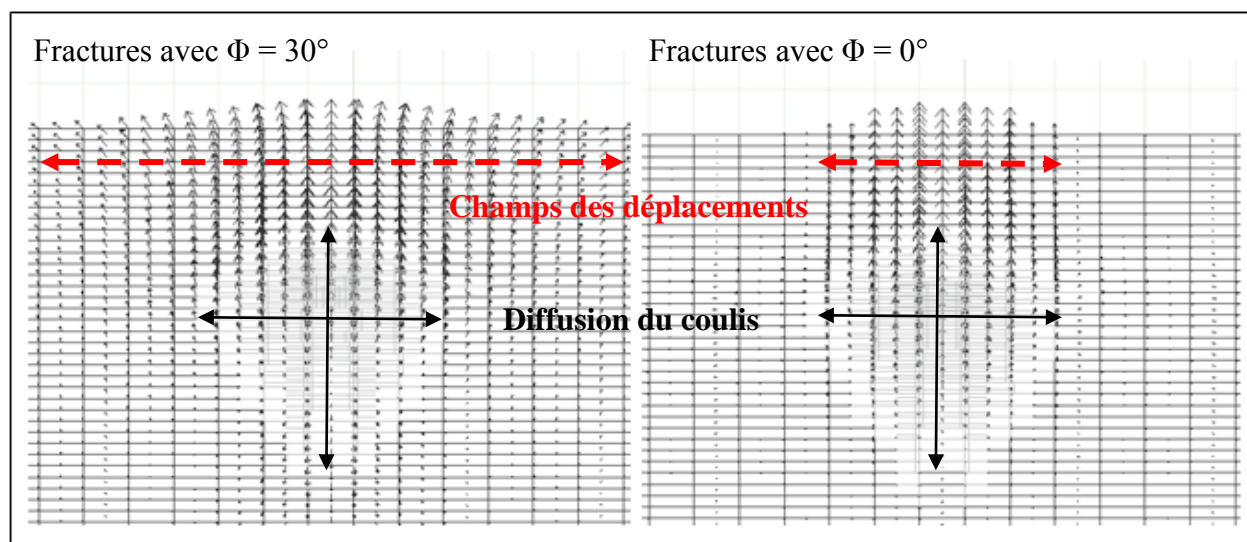


Figure 4-10 : Effet de l'angle de frottement sur les déplacements des blocs d'un massif rocheux.

Première passe (40-35m) d'injection du coulis de ciment 1/1 dans le modèle dont l'angle de frottement des fractures est de  $30^\circ$  (à gauche) et  $0^\circ$  (à droite) à la pression d'injection limite respective, soit 1100 kPa et 1000 kPa. Le vecteur maximal de déplacement pour le cas de gauche et de droite est respectivement de 0.236 mm et 0.329 mm.

La Figure 4-11 montre les vecteurs-déplacement aux nœuds des fractures lors de l'injection d'un coulis de rapport e/c de 5/1. Il est possible de constater une divergence dans l'orientation des vecteurs-déplacement pour chacun des deux modèles. Le modèle aux fractures à  $\Phi = 0^\circ$  démontre un déplacement plutôt local et associé à la présence du coulis sous-pression, alors que le modèle aux fractures avec  $\Phi = 30^\circ$  montre un déplacement de plusieurs blocs créé par la cohésion aux blocs avoisinants (effet d'entraînement). Des déplacements (rotation) des blocs liés au coulis qui rejoint les fractures en surface sont observées. La rotation des blocs près du forage modifie le degré de contact entre ceux-ci. Cette observation rend les blocs plus facilement soulevés puisque le contact des blocs voisins ne crée plus de résistance. La contrainte normale aux fractures verticales est nulle et le mouvement des blocs est facilement initié.

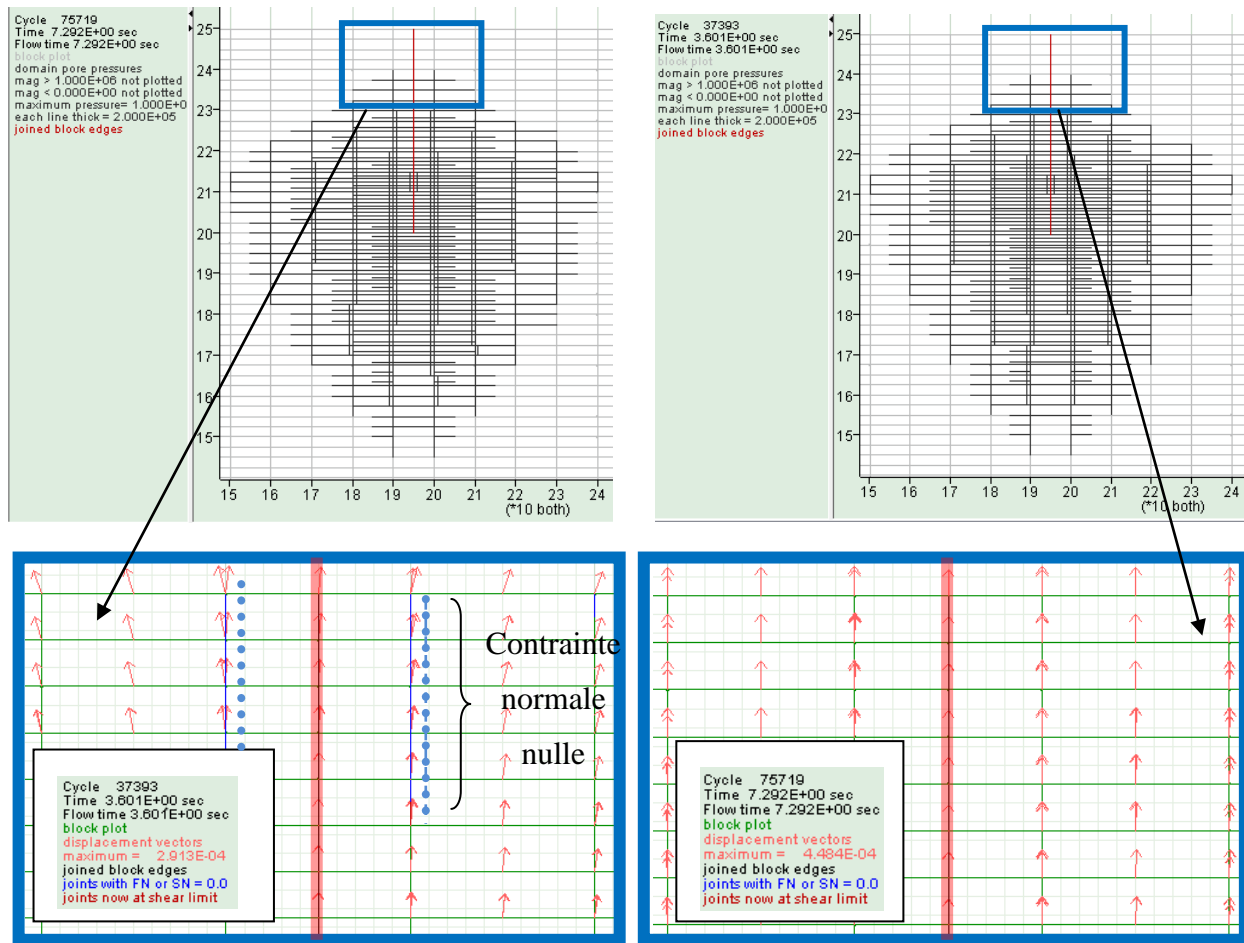


Figure 4-11 : Effet de l'angle de frottement sur les déplacements des blocs d'un massif rocheux.

Première passe (40-35m) d'injection du coulis de ciment 5/1 dans le modèle dont l'angle de frottement des fractures est de 30° (à gauche) et 0° (à droite) à la pression limite d'injection de 770. Le vecteur maximal de déplacement pour le cas de gauche et de droite est respectivement de 0.236 mm et 0.448 mm.

La Figure 4-12 présentent respectivement les distances parcourues par les coulis 1/1 et 5/1 suivant leur injection à des pressions limites et au critère d'injection 25 kPa/m. Le coulis 5/1 parcourt une distance d'environ deux fois celle du coulis 1/1, ce qui s'explique aisément. Effectivement, la distance est directement liée à la valeur du seuil de cisaillement du coulis et, dans le cas du coulis 5/1, son seuil de cisaillement vaut le double de celui du coulis 1/1. Les conditions A et B pour chaque type de coulis montrent des distances comparables puisque l'angle

de frottement de la fracture n'est pas relié directement lié au phénomène de perte de charge (équation 3.4).

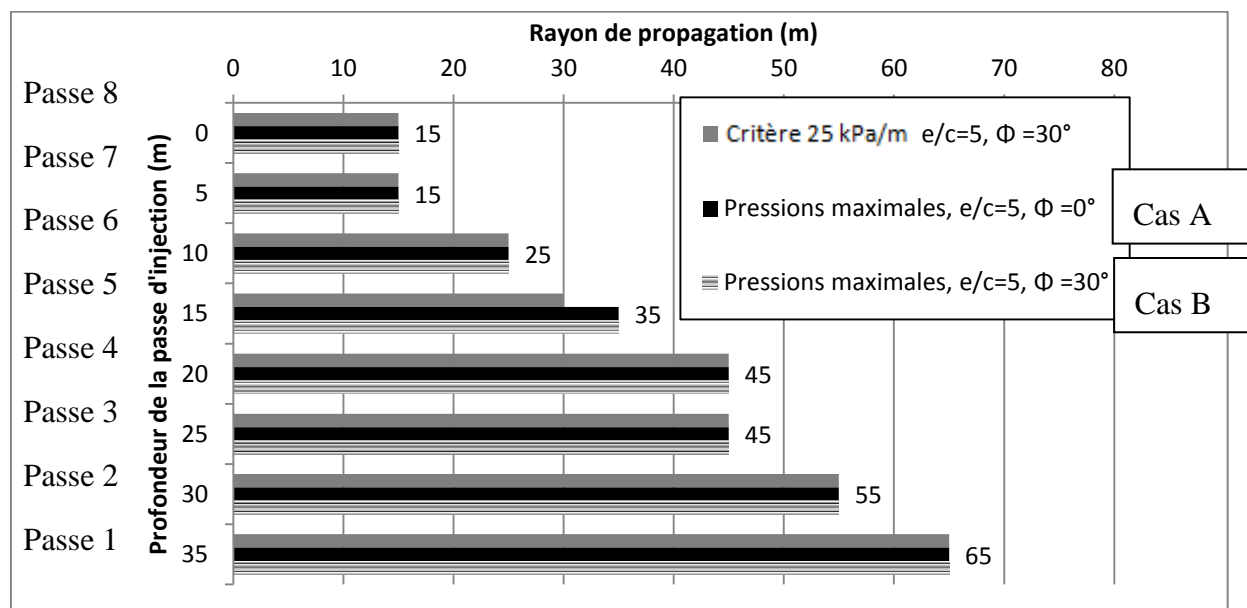
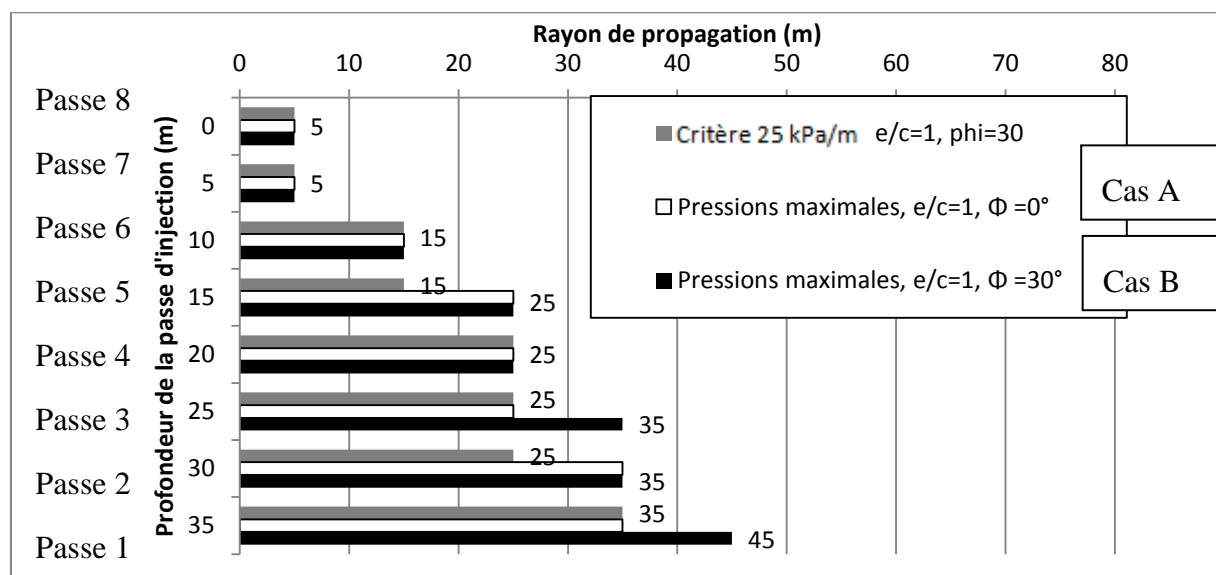


Figure 4-12 : Distance maximale parcourue par le coulis de 1/1 et de 5/1 ( $e/c$ ) injecté à des pressions d'injection limites et selon le critère 25 kPa/m.

#### 4.1.4 Ponts de roche intacts

Dans un massif rocheux, les fractures sont de grandeur finie et peuvent présenter des ponts de roche intacts. Construire un modèle avec des fractures de portée finie complexifie l'analyse en rendant le réseau imperméable pour le cas 2D. Une solution à ce problème consiste à donner une cohésion et une résistance à la traction aux fractures tout en gardant la continuité des fractures du réseau. En associant une valeur de résistance mécanique aux discontinuités et en permettant la circulation du coulis dans le réseau, l'analyse reste conservatrice puisque la poussée est supérieure à ce qu'elle aurait été générée réellement. En effet, les ponts de roche intacts ne transmettent pas de poussée puisque, en réalité, le coulis sous-pression n'y est pas présent. Les prochaines analyses consistent à évaluer l'influence des paramètres de résistance sur la pression d'injection limite pour un coulis 1/1.

Les propriétés des fractures et du coulis d'injection sont présentées dans le Tableau 4-4. Le modèle de massif rocheux fracturé comporte deux familles de fractures (géométrie 1 de la section 3.2.3.1). Les contraintes horizontales sont égales aux contraintes gravitaires ( $K=1$ ).

Tableau 4-4 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)	Valeurs	Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	e/c (volumique)
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40		
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40		
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,1		
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025		
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1		
Angle de frottement $\phi$ (°)	0 et 30		
Angle de dilatance $\psi$ (°)	0		
Cohésion $C$ (MPa)	0, 0,29 et 0,44		1/1
Résistance à la traction $T_r$ (MPa)	0, 0,33 et 1,67		
Coefficient de perméabilité $1/12\mu$ ( $\text{Pa}^{-1}\text{s}^{-1}$ ) en fonction e/c du coulis 1/1	0,82	Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	1627,0
		Cohésion $C$ (Pa)	1,150
		Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,100

La cohésion et la résistance à la traction sont des paramètres liés à la résistance de la roche intacts et peuvent donc être associées à la résistance des ponts de roche. Pour faciliter la construction du modèle, il a été décidé de pondérer les paramètres de résistance de façon à tenir compte de la proportion des points de contact dans l'ensemble du réseau (résistance à la traction et cohésion

équivalente). Le Tableau 4-5 montre les valeurs des paramètres de résistance de la roche intacte pondérées

Tableau 4-5 : Paramètres du critère de rupture

Pourcentage de la roche intacte (RI)	Paramètres du critère de rupture			
	100%	1%	5%	10%
Résistance à la compression de la roche intacte - $C_o$ - (kPa)	100 000	1 000	5 000	10 000
Cohésion de la fracture - $C_f$ ( $C_o$ , $\phi$ ) - (kPa)	28 868	289	1 443	2 887
Résistance à la traction de la fracture - $T_f$ ( $c_f$ , $\phi$ ) - (kPa)	33 333	333	1 667	3 333
Angle de frottement- $\phi$ - (°)	30	30	30	30
$m_f = C_o/T_f$	3,00	3,00	3,00	3,00

Les relations sont linéaires et à peu près parallèles pour les différents modèles tels que montré à la Figure 4-13. Due à la résistance à la traction plus élevée des fractures, le déplacement plastique des blocs survient à des pressions d'injection maximales plus élevées et le coulis circule par conséquent plus loin dans le modèle. Pour une passe, l'écart des pressions d'injection entre les différents modèles est à peu près équivalent à la valeur de la résistance à la traction.

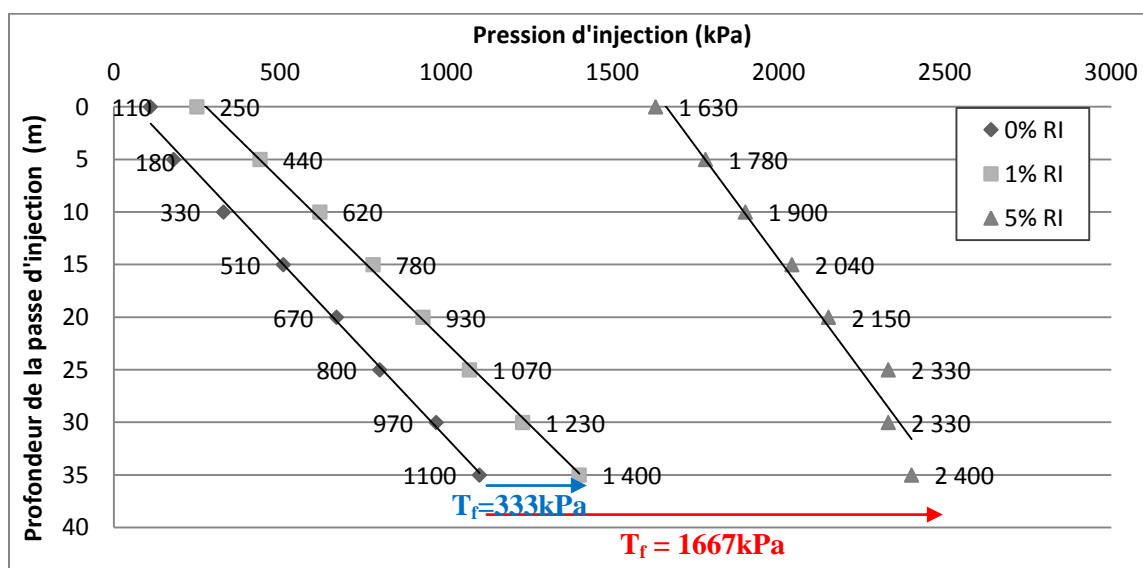


Figure 4-13 : La pression d'injection limite pour chaque passe dans un massif rocheux dont les fractures comportent une résistance à la traction et une cohésion équivalente.



### 4.1.5 Contraintes dans le massif rocheux

Les contraintes horizontales dans le massif rocheux influencent les contraintes normales aux fractures verticales qui, à leur tour, déterminent l'ouverture hydraulique et la résistance au cisaillement des fractures. À la pression d'injection limite (Figure 4-14 et Figure 4-15), une rupture en cisaillement est observée pour un modèle soumis à un  $\sigma_H = \sigma_v$  contrairement au modèle  $\sigma_H = 3$  MPa démontrant ainsi l'effet des contraintes horizontales sur la résistance au cisaillement des fractures verticales. Toutefois, la pression limite pour les deux modèles est identique.

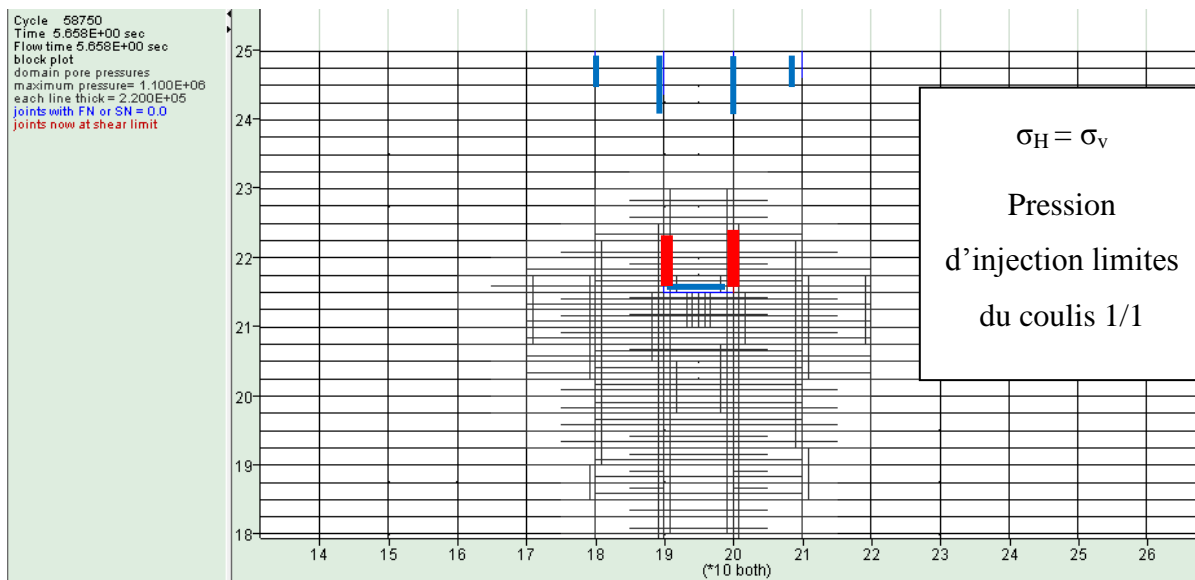


Figure 4-14 : Rupture (en bleu) par soulèvement de la fracture pour un modèle soumis à un  $\sigma_H = \sigma_v$ .

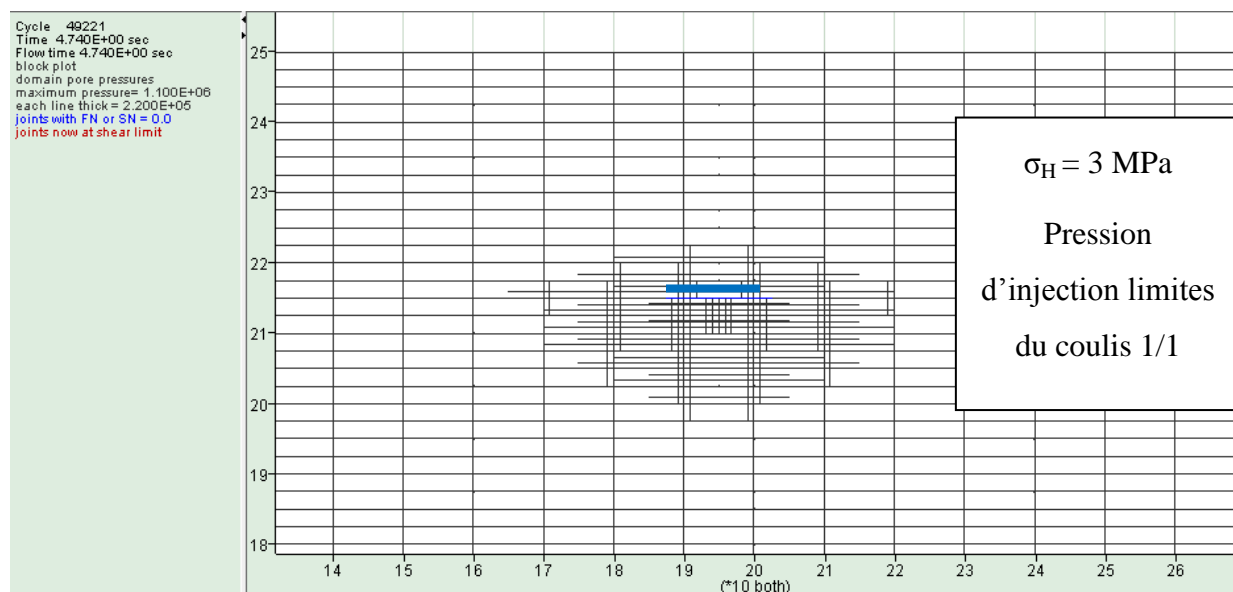


Figure 4-15 : Rupture (en bleu) par soulèvement et rupture en cisaillement (en rouge) de la fracture pour un modèle soumis à un  $\sigma_H = 3$  MPa.

Jusqu'à présent, le modèle a toujours présenté un soulèvement de la fracture près de la surface à des pressions d'injections limites s'approchant des valeurs des contraintes gravitaires (Figure 4-17). Lors des analyses préliminaires, un problème a été identifié à l'injection du coulis dans le modèle lorsque celui-ci est soumis à des contraintes horizontales supérieures aux contraintes gravitaires. Le modèle de massif rocheux soumis à de grandes contraintes horizontales ( $\sigma_H = 2$  MPa ou  $\sigma_H = 3 \cdot \sigma_v$ ) montre une diffusion exagérée du coulis (jusqu'aux limites du modèle). L'instabilité ciblait une seule fracture sollicitée en traction. De plus, cet état instable survenait à des pressions très comparables au modèle soumis à  $\sigma_H = \sigma_v$ .

Afin d'éviter que le coulis n'atteigne les frontières du modèle avant qu'une rupture soit observable, les analyses ont été effectuées sur un modèle dont la masse volumique de la roche est réduite de  $1350 \text{ kg/m}^3$ . Ce matériau ayant un poids volumique plus faible, le phénomène de soulèvement devrait être observé à des pressions plus faibles, ceci permettant d'étudier l'effet des contraintes horizontales sur la pression d'injection limite et de valider la distance maximale parcourue par le coulis. Pour mettre en relation les prochains résultats avec ceux de cette section, le modèle dont la masse volumique de la roche est réduite à  $1350 \text{ kg/m}^3$  est non seulement

soumis à de grandes contraintes horizontales (uniformes de 2 MPa ou selon un gradient  $3 \cdot \sigma_v$ ) mais également à des contraintes égales à  $\sigma_v$ .

Les prochaines analyses consistent à évaluer l'influence des contraintes horizontales dans le modèle sur la pression d'injection pour le coulis 1/1. Les propriétés du roc, des fractures et du coulis d'injection sont présentées dans le Tableau 4-6.

Tableau 4-6: Propriétés mécaniques de la roche, des fractures et du coulis du modèle.

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)		Paramètres du roc (modèle isotropique élastique)	
	Valeurs		Valeurs
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40	Masse volumique $m/v$ (kg/m <sup>3</sup> )	1350
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40	Module de Young $E$ (GPa)	40
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,1	Coefficient Poisson $\nu$	0,2
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025	Module de cisaillement $G$ (GPa)	16,6
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1	Module de compressibilité $K$ (GPa)	22,2
Angle de frottement $\phi$ (°)	0 ou 30	Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	
Angle de dilataance $\psi$ (°)	0	e/c (volumique)	
Cohésion $C$ (MPa)	0	1/1	
Résistance à la traction $T_f$ (MPa)	0	Masse volumique $m/v$ (kg/m <sup>3</sup> )	1627,0
Coefficient de perméabilité $1/12\mu$ (Pa <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup> ) en fonction e/c du coulis 1/1	0,82	Cohésion $C$ (Pa)	1,150
		Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,100

La Figure 4-16 présente les pressions d'injections maximales, pour un coulis 1/1, obtenues dans un modèle soumis à des contraintes horizontales uniforme de 2.5 MPa, à des contraintes horizontales égales à trois fois les contraintes verticales et à des contraintes horizontales égales aux contraintes verticales. Les résultats montrent que les pressions d'injection limites sont supérieures aux contraintes dues au poids du couvert et qu'elles sont supérieures lorsque l'angle de frottement des fractures est de 30°, l'écart allant jusqu'à 20%. Ces observations vont dans le même sens que les résultats précédents. Par contre, la contrainte horizontale n'a pas d'effet sur le modèle. Soumis à des contraintes horizontales plus élevées que la contrainte gravitaire, les contraintes normales aux fractures verticales sont évidemment plus élevées. Malgré ce fait, le modèle montre de très faibles variations quant à la pression d'injection maximale pour chacune des passes.

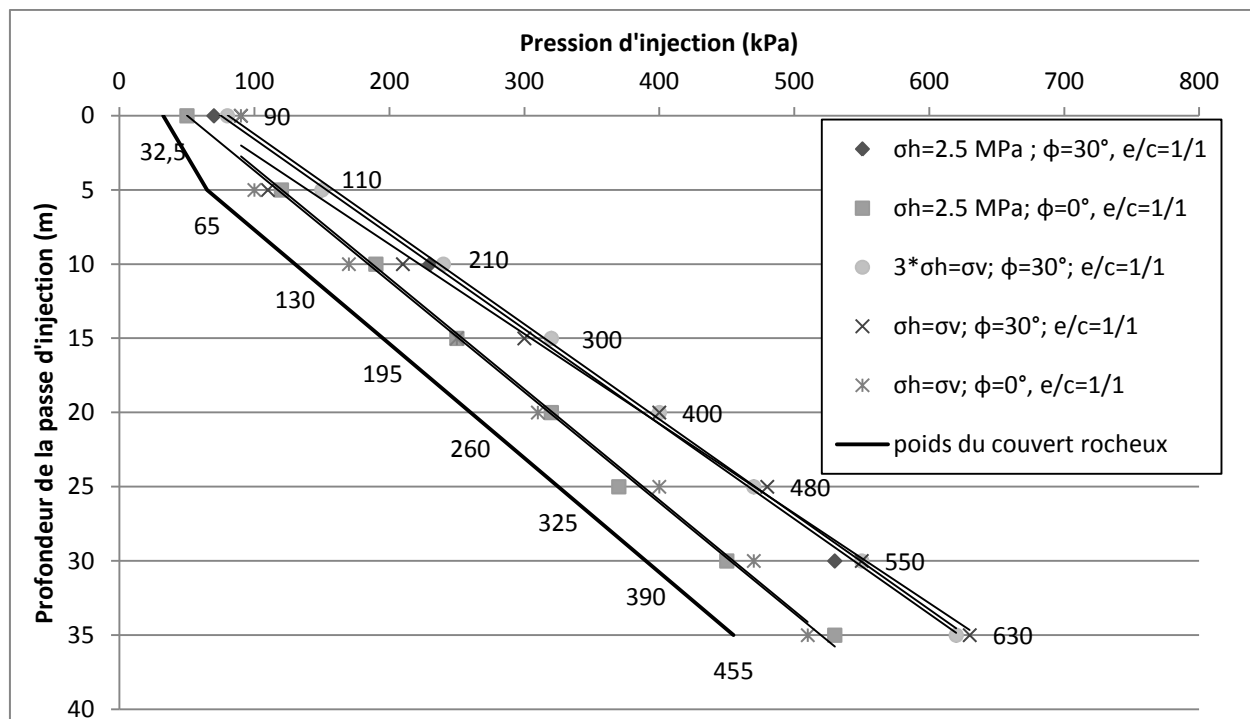


Figure 4-16 : Effet de la contrainte horizontale du massif rocheux sur la pression limite d'injection pour un coulis 1/1. Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour les 3 cas dont l'angle de frottement des plans des fractures est de  $0^\circ$  (bornes inférieures) et celles obtenues pour les 3 cas dont l'angle de frottement des plans des fractures est de  $30^\circ$  (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m.

En comparant le modèle de massif rocheux selon une masse volumique de la roche à  $2700 \text{ kg/m}^3$  et à  $1350 \text{ kg/m}^3$ , il est possible de remarquer une différence quant à la localisation de la rupture (Figure 4-17 et Figure 4-18). Pour le modèle dont la masse volumique de la roche est de  $1350 \text{ kg/m}^3$ , le soulèvement de la fracture horizontale à la passe d'injection est observé peu importe la grandeur des contraintes horizontales (Figure 4-18, Figure 4-19, Figure 4-20).

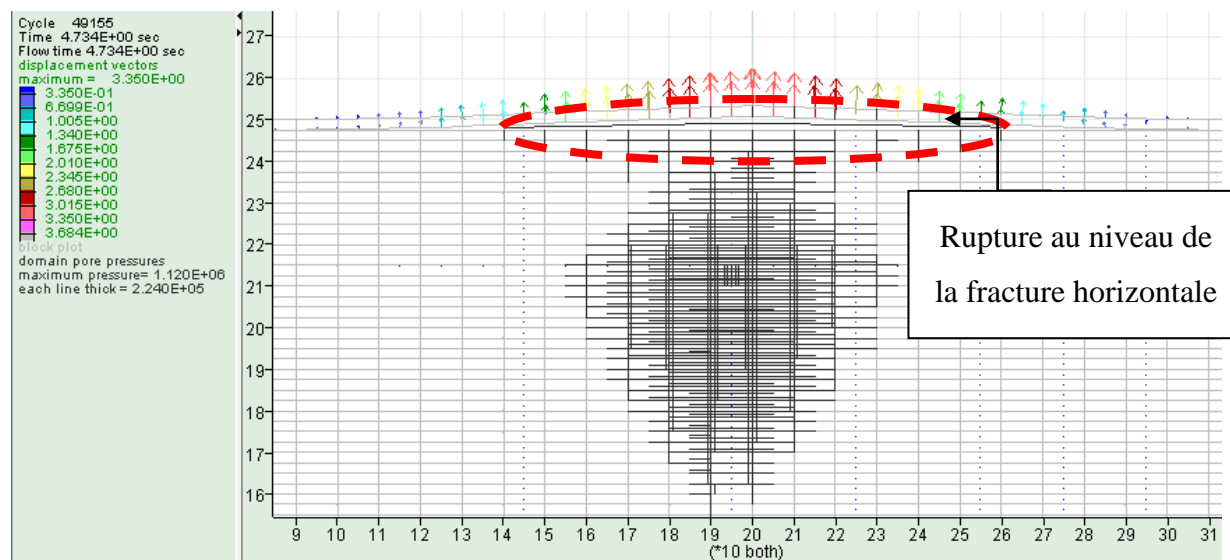


Figure 4-17: Portrait de la rupture du modèle avec  $K=1$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=2700 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 1.2 MPa.

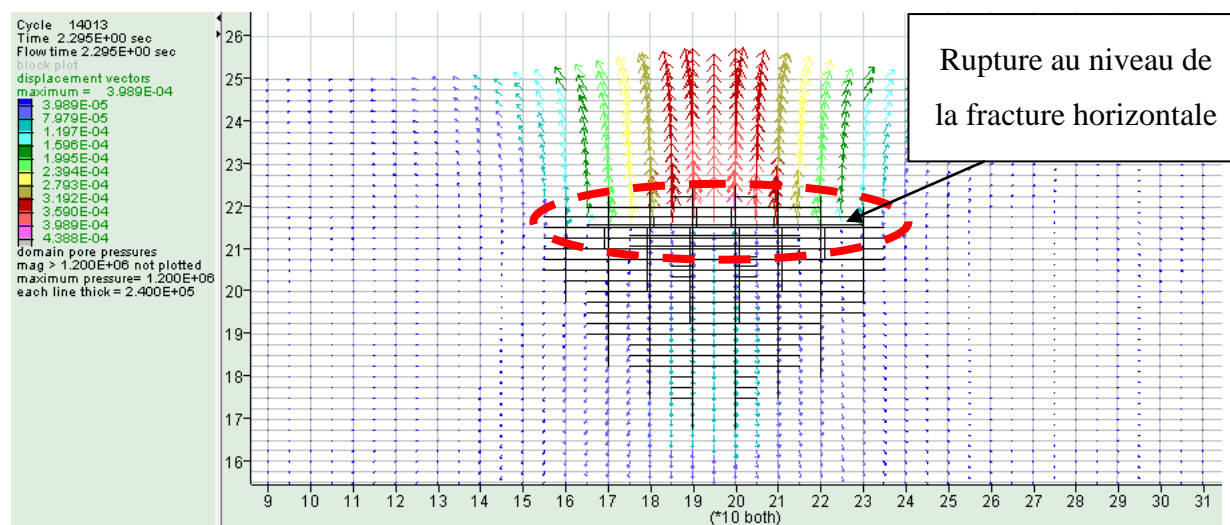


Figure 4-18: Portrait de la rupture du modèle avec  $K=1$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=1350 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 0.65 MPa.

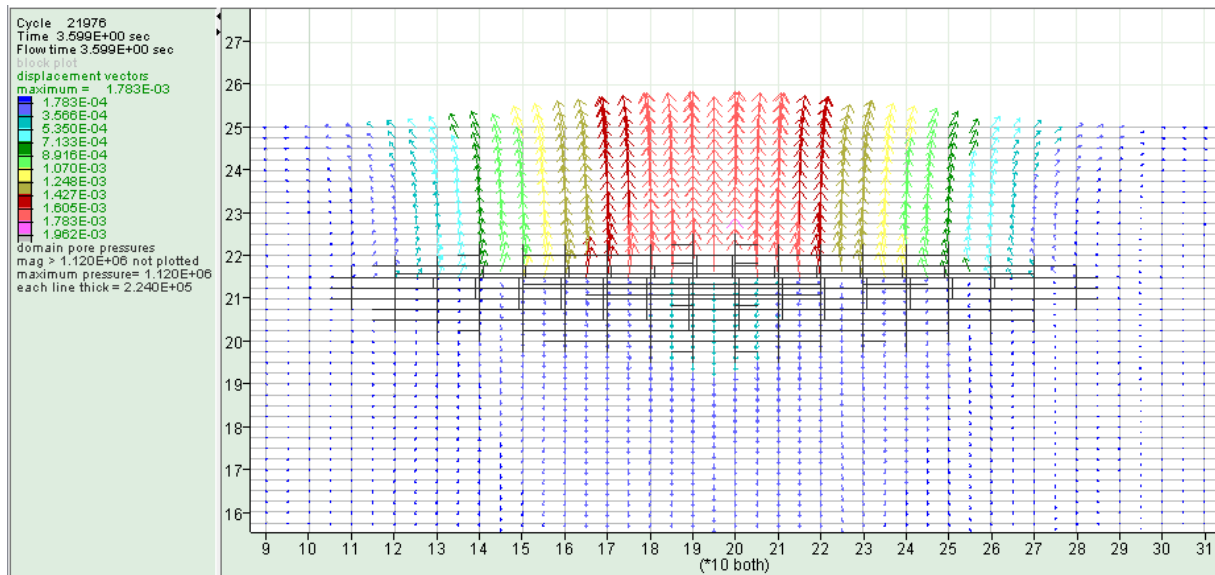


Figure 4-19: Portrait de la rupture du modèle avec  $K=3$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=1350 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 0.65 MPa.

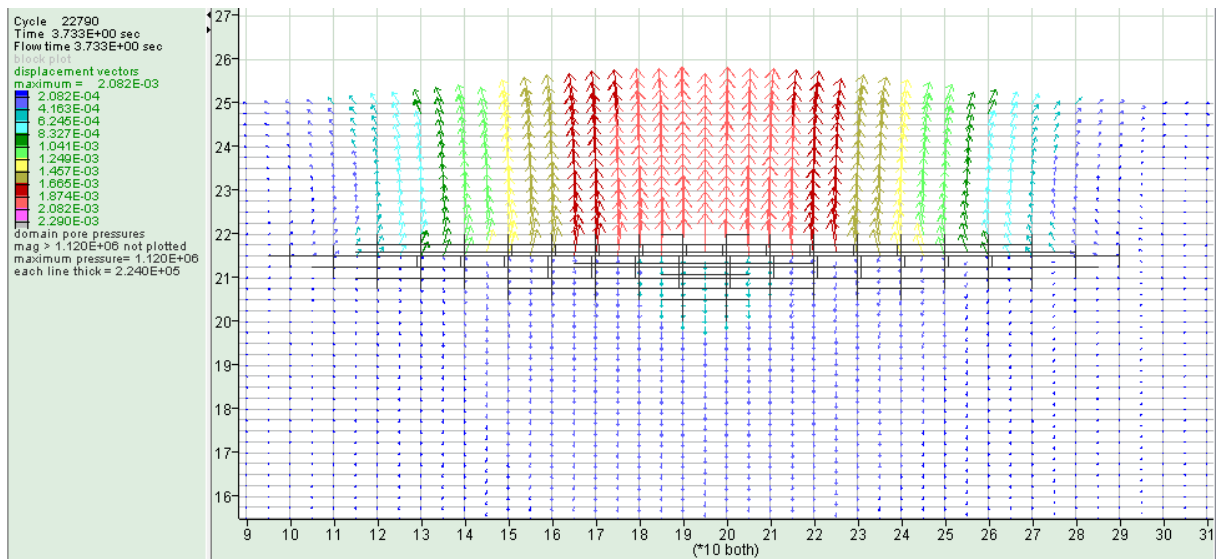


Figure 4-20 : Portrait de la rupture du modèle avec  $SH = 2.5 \text{ MPa}$ ,  $\Phi = 30^\circ$ ,  $M/V=1350 \text{ kg/m}^3$  à pression d'injection de 0.65 MPa.

Les analyses montrent donc un mécanisme d'instabilité différent. Le soulèvement plastique de la fracture fait en sorte que le coulis parcourt une plus grande distance puisque l'ouverture augmente. L'instabilité provient de l'ouverture des fractures horizontales sur lesquelles la

contrainte horizontale n'a aucun effet. L'ajout d'une contrainte horizontale supérieure à la contrainte gravitaire ne change rien à la pression limite dans le cas du modèle étudié.

## 4.2 Géométrie du réseau de fractures

Différentes combinaisons de familles de fractures ont été modélisées. Afin de simplifier l'analyse, des modèles composés de familles de fractures continues horizontales et verticales ont seulement été considérés jusqu'à présent. La géométrie du réseau de fractures est un aspect important dans la propagation du coulis mais qu'en est-il de la pression d'injection? Afin de valider cet aspect, trois paramètres sont évalués. Le premier paramètre est la fréquence des fractures. Un plus grand nombre de fractures découpe davantage de blocs libres de soulever. Le deuxième paramètre est l'angle de pendage des familles de joints. Dans les analyses préliminaires, l'angle de pendage influence la mobilité (rotation) du bloc. Finalement, le troisième paramètre est la continuité des fractures. L'hypothèse que les fractures soient de grandeur finie est réaliste.

Les prochaines analyses consistent à évaluer l'influence de la géométrie du modèle sur les pressions limites et l'hydro-soulèvement. Les propriétés du roc, des fractures et du coulis d'injection sont présentées dans le Tableau 4-7.

Tableau 4-7 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle.

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)	Valeurs	Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	e/c (volumique)
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40	Masse volumique $m/v$ (kg/m <sup>3</sup> )	1627,0
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40	Cohésion $c$ (Pa)	1,150
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,1	Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,100
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025		
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1		
Angle de frottement $\phi$ (°)	30		
Angle de dilataance $\psi$ (°)	0		
Cohésion $C$ (MPa)	0		
Résistance à la traction $T_f$ (MPa)	0		
Coefficient de perméabilité $1/12v$ (Pa <sup>-1</sup> s <sup>-1</sup> ) en fonction e/c du coulis 1/1	0,82		

### 4.2.1 Modèle 2 (géométrie 2 : fractures continues à pendage de 45°)

Le modèle illustré à la Figure 4-23 compte des blocs de 2.53 m par 2.53 m dessinés par des fractures continues et inclinées à +/- 45 degrés. Le modèle offre un réseau de fractures plus serré et, par conséquent, davantage de connexions pour la circulation du coulis et de blocs plus légers. Le modèle a été développé afin l'influence d'un assemblage de blocs possiblement plus favorable au déplacement vertical sur la pression d'injection.

Les pressions d'injection maximales pour le modèle 2 et celles observées pour le modèle avec des familles de fractures continues horizontales et verticales sont présentées dans la Figure 4-22. Les résultats indiquent que, pour les passes 1 à 4 (entre 20 et 40 m de profondeur), les pressions d'injections maximales sont comparables pour les deux modèles. Par contre, les passes subséquentes (entre 0 et 20 m de profondeur) montrent que le modèle aux fractures inclinées enregistre des pressions limites plus faibles. Ceci peut être expliqué, par la géométrie et par la dimension des blocs près de la surface. En effet, la géométrie de ce dernier facilite la rotation ou la translation des blocs près de la surface. Ces déplacements jouent sur le contact ( $\sigma_n$ ) et la résistance au cisaillement des plans des fractures, menant ainsi à un soulèvement plastique de la rangée de blocs à la surface (Figure 4-21). De plus, les blocs près de la surface sont plus facilement déplacés à cause de leur poids. Les pressions d'injection permises lors des passes à proximité de la surface approchent les pressions du critère de 25 kPa/m normalement utilisé dans l'industrie.

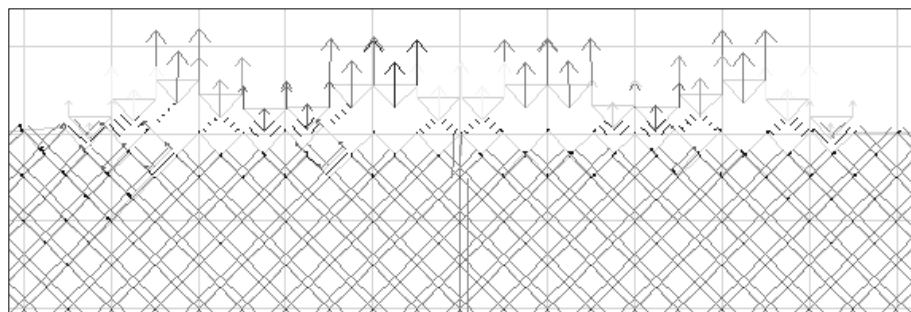


Figure 4-21 : Déplacement critique pour le modèle 2 composé de fractures continues et inclinées à +/- 45 degrés.



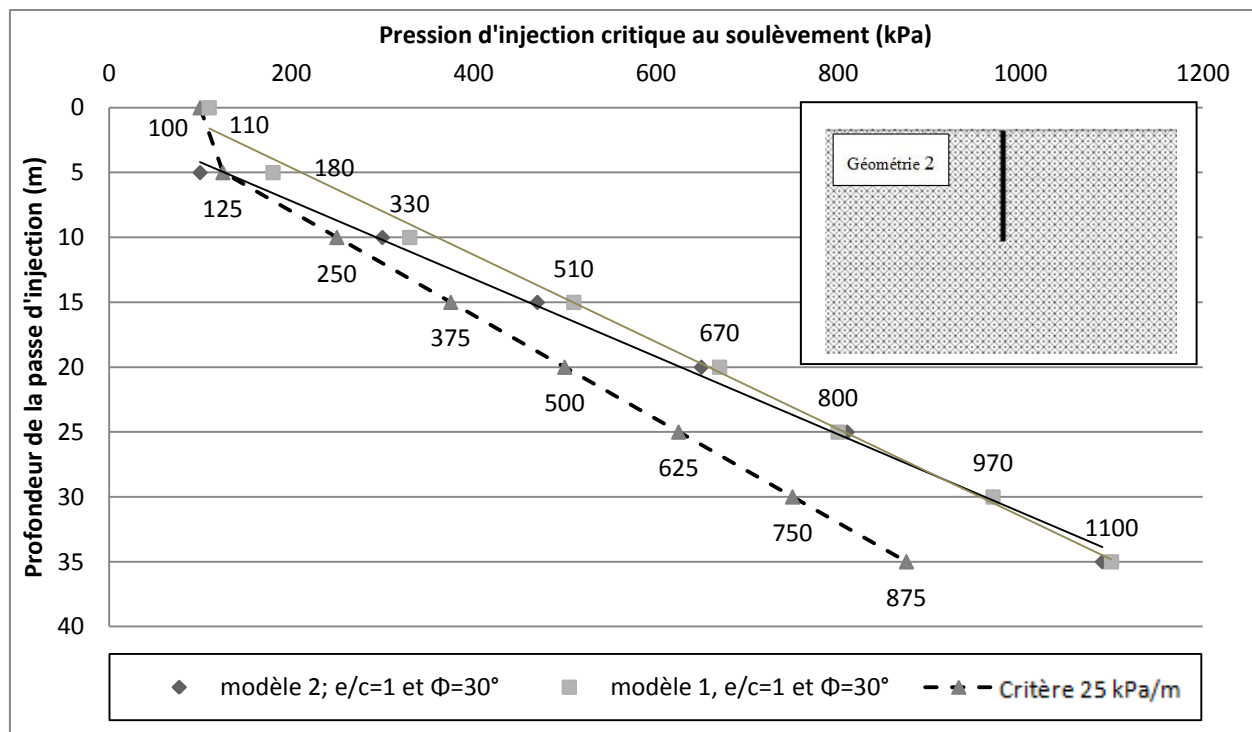


Figure 4-22 : La pression d'injection limite pour un coulis  $e/c = 1/1$  dans les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 2 (famille de fractures continues de  $\pm 45^\circ$ ).

Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour le modèle 1 (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m.

La Figure 4-23 compare la diffusion du coulis injecté à des pressions maximales pour les modèles 1 et 2. Les pressions de coulis varient entre 0 et 1 MPa. L'orientation des fractures à  $-45^\circ$  du modèle 2 montre une propagation du coulis en profondeur qui s'explique par l'influence du poids gravitaire propre au coulis. Ceci rend la comparaison de la distance maximale parcourue par le coulis difficilement comparable pour les deux modèles.

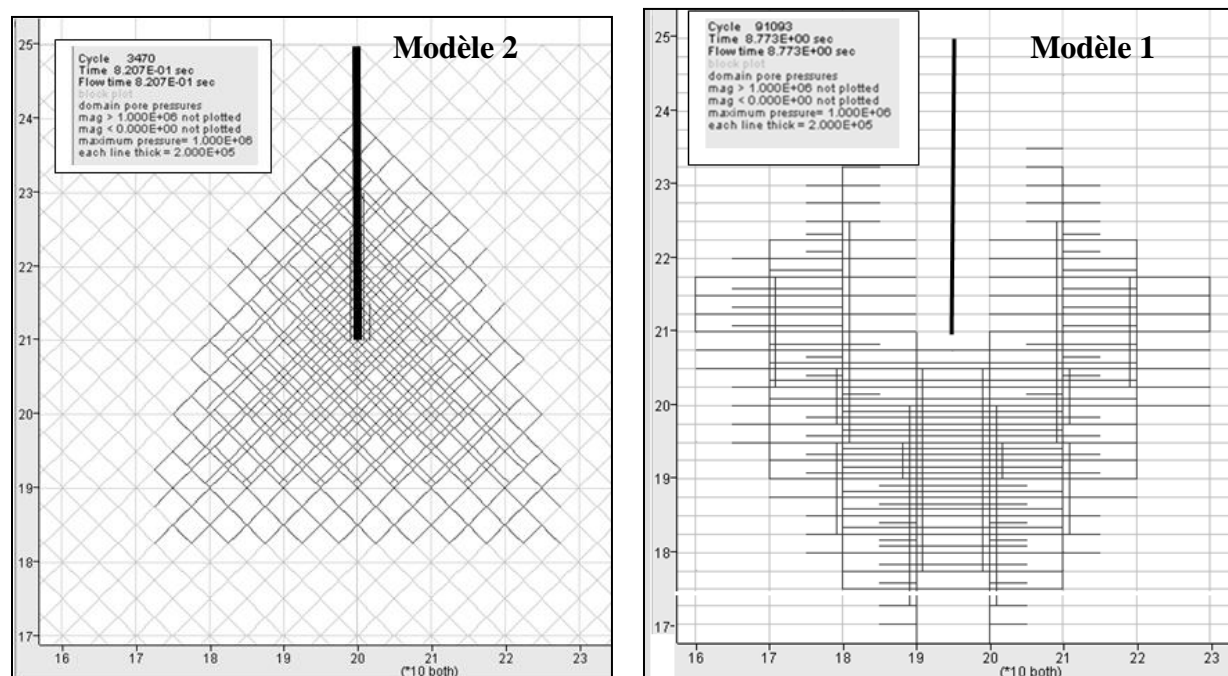


Figure 4-23 : Patron de propagation du coulis des modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 2 (famille de fractures continues de +/- 45°) après les 8 passes d'injection à des pressions maximales.

#### 4.2.2 Modèle 3 (géométrie 3 : fractures discontinues horizontales et verticales)

La trace d'une fracture est un paramètre difficile à relever. Cependant, le modèle aux fractures discontinues constitue un modèle plus réaliste puisque les présences d'étranglements (point de contact des plans), de ponts de roche intacte ou de matériaux de remplissage peuvent être observées. Le modèle a été développé afin d'étudier l'influence d'un réseau discontinu sur la pression d'injection.

Les familles de fractures du modèle 3 sont générées aléatoirement dans un intervalle de valeurs choisi par l'utilisateur. Les paramètres de fractures randomisés sont l'angle de pendage, la persistance et la trace des familles). La Figure 4-24 montre la géométrie asymétrique du modèle.

À pression d'injection équivalente, le modèle 3 propose une diffusion similaire au modèle 1 (Figure 4-24). La Figure 4-26 montre que les pressions d'injection limites sont très similaires à celles trouvées pour le modèle avec des fractures continues horizontales et verticales. Ceci s'explique par le fait que les deux modèles ont les mêmes fractures horizontales près de la surface

et que ces dernières sont sensibles au mécanisme de rupture (soulèvement) tel que montré à la Figure 4-25. Ainsi, pour ce modèle, la géométrie des premiers mètres de socle rocheux influence les pressions d'injections limites.

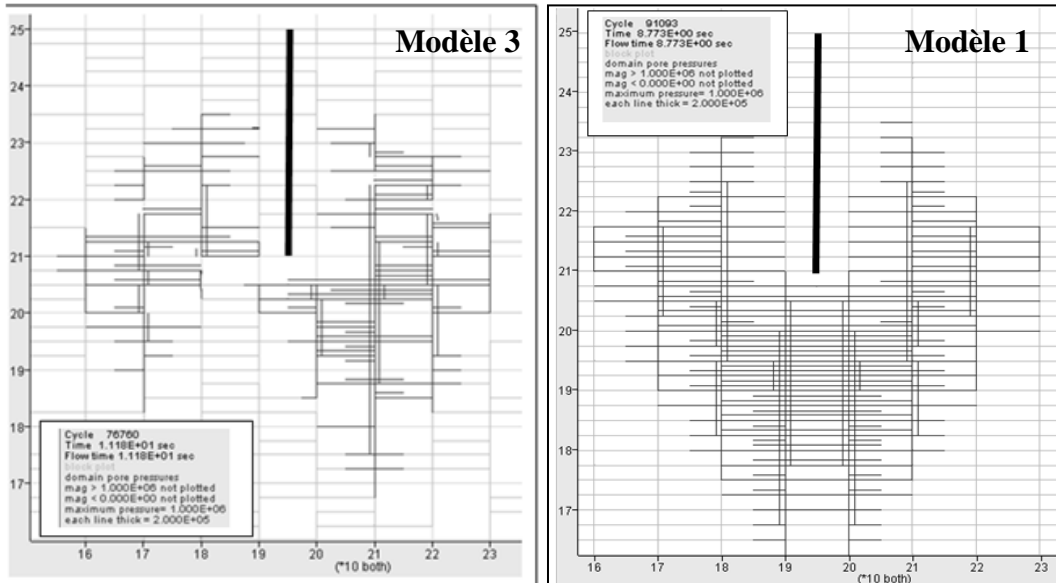


Figure 4-24 : Patron de propagation du coulis dans les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 3 (famille de fractures discontinues verticales et horizontales) après les 8 passes d'injection.

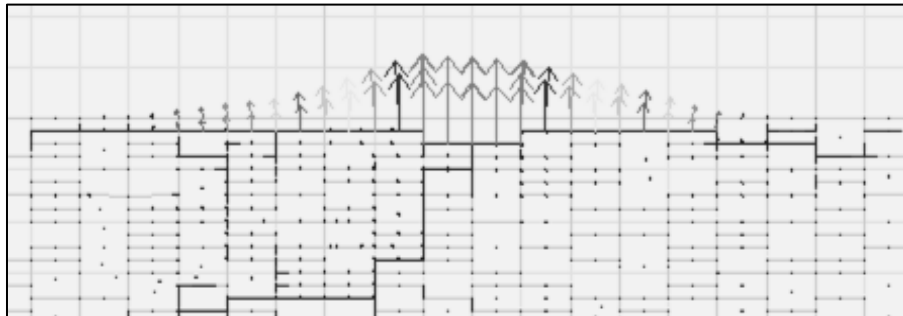


Figure 4-25 : Modèle 3 comportant des fractures non-continues horizontales et verticales.

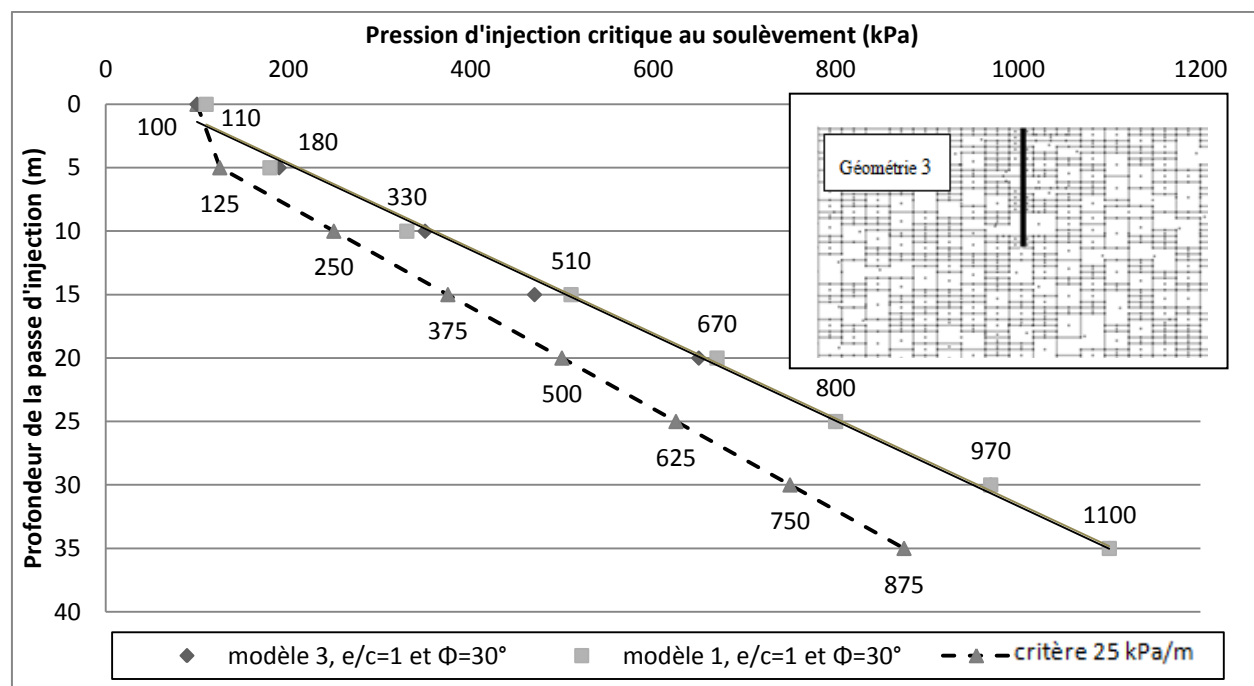


Figure 4-26 : Pression d'injection limite à chaque passe pour les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 3 (famille de fractures discontinues verticales et horizontales). Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour le modèle 1 dont l'angle de frottement des plans des fractures est de  $30^\circ$  (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m.

#### 4.2.3 Modèle 4 (géométrie 4 : fractures générées par la fonction Voronoï)

La décomposition Voronoï permet de générer un modèle de massif rocheux formé de blocs polygonaux aux dimensions aléatoires. La génération dépend de la longueur moyenne des arêtes choisies par l'utilisateur. Comparativement aux modèles précédents, le massif rocheux fracturé présente des blocs bien imbriqués et formés par des fractures d'orientations variées.

Dans la Figure 4-27, la propagation du coulis dans le modèle 4 se distingue du modèle 1 par la présence de fractures sub-horizontales et sub-verticales. La présence de ces fractures tend à diffuser le coulis de façon radiale. La distance radiale maximale parcourue par le coulis est comparable pour les géométries 1 et 4. Dans la Figure 4-29, le modèle généré par la décomposition Voronoï montre des pressions d'injection légèrement supérieures au modèle 1 pour les passes situées entre 25 et 40m de profondeur. Quant aux passes situées entre 0 et 10 m de profondeur, les pressions d'injection approchent les pressions du critère 25 kPa/m

généralement utilisées dans l'industrie. Comparativement aux modèles précédents, la relation n'est pas linéaire, et ce, seulement dans le cas où les fractures comportent un angle de frottement de  $30^\circ$ . L'imbrication irrégulière des blocs semble contribuer à ce phénomène. Il est possible d'observer un soulèvement plutôt local (Figure 4-28).

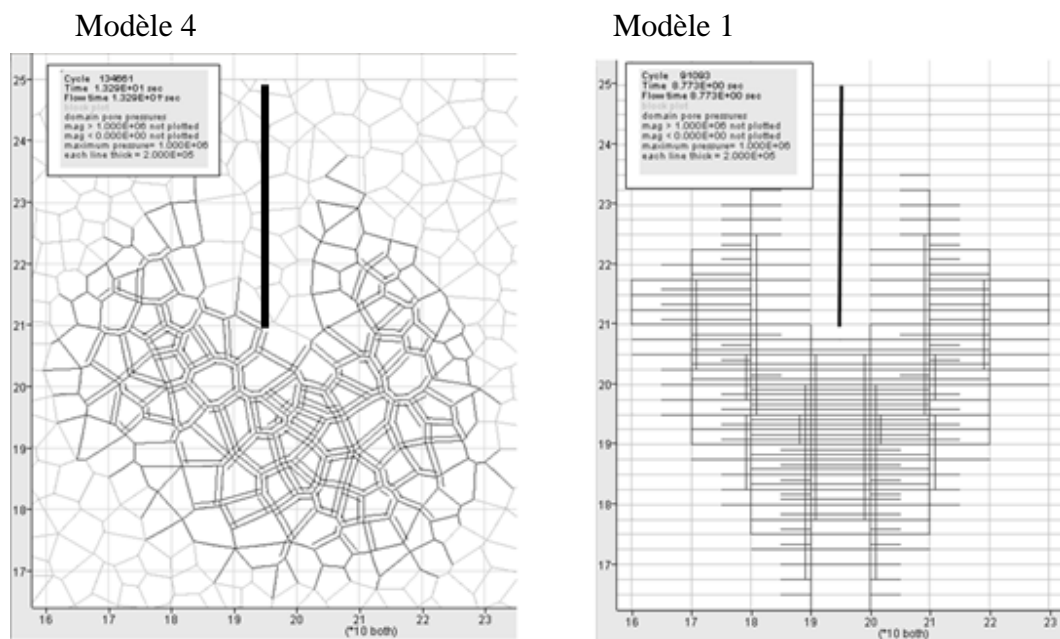


Figure 4-27 : Patron de propagation du coulis dans les modèles 1 (famille de fractures continues verticales et horizontales) et 4 (famille de fractures continues générée par la fonction Voronoï) après les 8 passes d'injection.

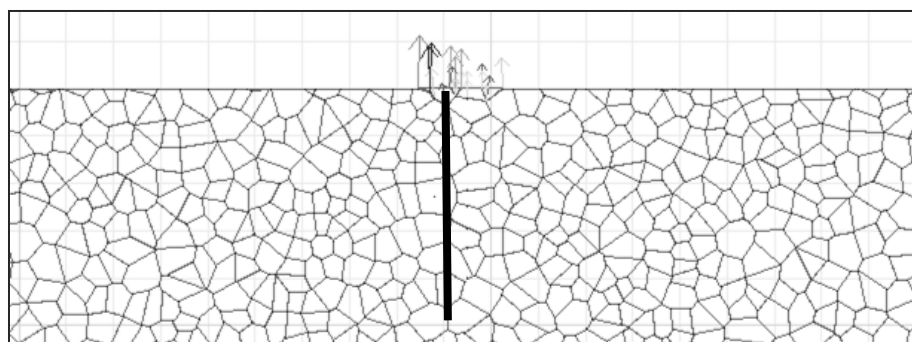


Figure 4-28 : modèle 4 comportant des fractures générées à partir de la fonction Voronoï.

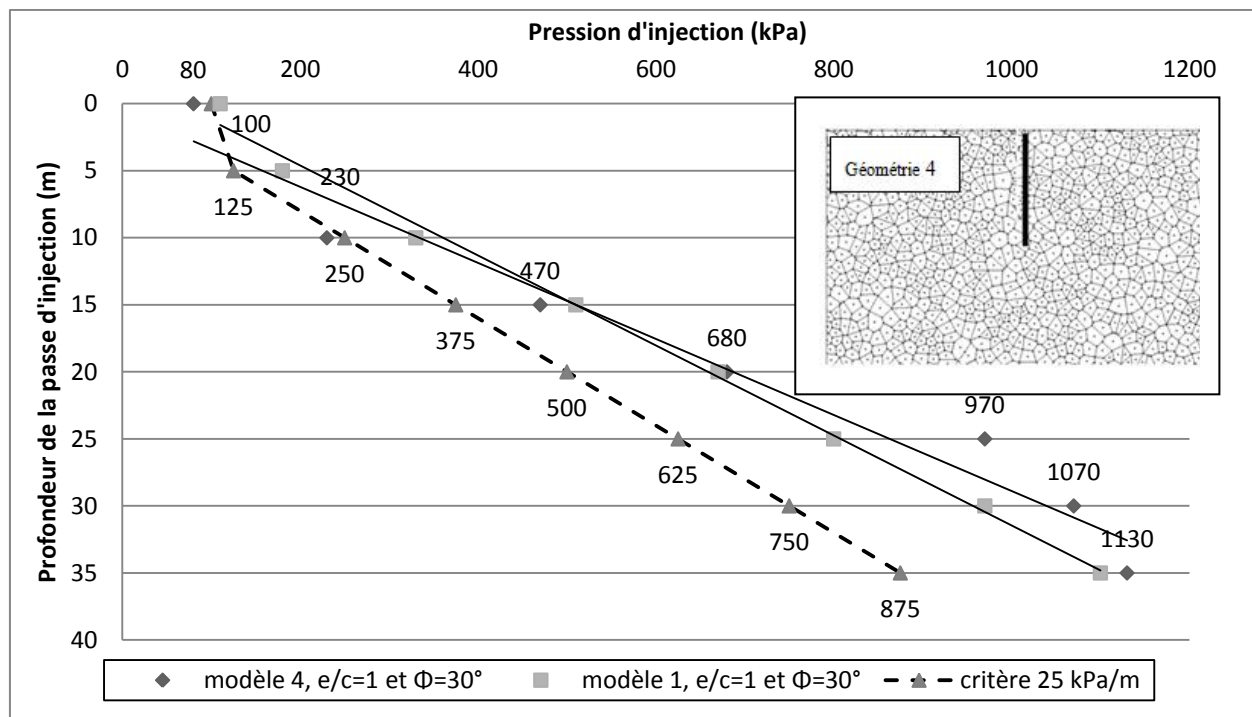


Figure 4-29 : Pression d'injection limite à chaque passe pour les modèles 1 (Fractures continues verticales et horizontales) et 4 (Fractures continues générées par la fonction Voronoï). Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour le modèle 4 dont l'angle de frottement des plans des fractures est de  $30^\circ$  (bornes supérieures) pour chacune des passes de 5 m.

### 4.3 Effet de la méthode d'injection

La méthode la plus répandue consiste à injecter le coulis à une pression égale ou inférieure au critère empirique de 25 kPa par mètre de couvert (en Amérique du Nord) à l'aide de passes ascendantes (Houlsby, 1990). La méthode par passes ascendantes est généralement préférée parce qu'elle est rapide et moins coûteuse et parce qu'elle évite le lessivage du coulis par les passes subséquentes (Lapointe, 1997).

La méthode de l'injection par passes descendantes peut être envisagée pour optimiser la qualité de l'injection. L'avantage de passes descendantes est la possibilité de consolider le couvert fracturé d'abord, pour ensuite injecter les passes subséquentes à de plus fortes pressions. Cette dernière nécessite toutefois un temps de cure de 24 heures entre les passes. La méthode par passes descendantes est plus fastidieuse puisqu'elle implique un temps de cure entre les passes

pour permettre au coulis de figer. Cependant, cette méthode permet l'utilisation de pressions d'injection plus élevées à cause des sections supérieures qui servent de toit (Lapointe, 1997).

Les prochaines analyses consistent à évaluer l'influence de la méthode d'injection sur les pressions d'injection maximales. Les propriétés du roc, des fractures et du coulis d'injection sont présentées dans le Tableau 4-8. À noter que les propriétés de cohésion et de résistance à la traction de la fracture font état de la résistance présente une fois le coulis figé.

Tableau 4-8 : Propriétés mécaniques des fractures et du coulis du modèle.

Paramètres des fractures (modèle Mohr-Coulomb)	Valeurs
Rigidité normale $K_n$ (GPa/m)	40
Rigidité tangentielle $K_s$ (GPa/m)	40
Ouverture hydraulique initiale $a_0$ (mm)	0,1
Ouverture hydraulique résiduelle $a_{res}$ (mm)	0,025
Ouverture hydraulique maximale $a_{max}$ (mm)	1
Angle de frottement $\phi$ (°)	30
Angle de dilatance $\psi$ (°)	0
Cohésion $C$ (MPa)	0,57
Résistance à la traction $T_r$ (MPa)	1
Coefficient de perméabilité $1/12v$ ( $\text{Pa}^{-1}\text{s}^{-1}$ ) en fonction $e/c$ du coulis 1/1	0,82

Paramètres du coulis (modèle d'écoulement 1D - régime stationnaire)	$e/c$ (volumique)
Masse volumique $m/v$ ( $\text{kg/m}^3$ )	1627,0
Cohésion $c$ (Pa)	1,150
Viscosité $\mu$ (Pa·s)	0,100

La modélisation de cette méthode consiste à rendre imperméables et à consolider les fractures injectées une fois la passe terminée. Afin de simuler ces conditions, les valeurs de perméabilité et la résistance à la traction sont changées une fois la fracture injectée, soit respectivement à  $0 \text{ Pa}^{-1}$  et à 1 MPa. La résistance mécanique obtenue par la prise du coulis dans la fracture est définie selon l'étude de Gallagher (2012).

Les résultats montrent que les pressions d'injection des passes situées entre 0 et 10m sont similaires aux pressions prescrites par le critère classique de 25 kPa/m. Les pressions des passes subséquentes, situées entre 10 et 40 m, enregistrent toutefois des pressions supérieures à 3 MPa, ce qui est largement supérieur à la pression de la pompe d'injection. Ce phénomène est dû à la présence de fractures imperméables et consolidées par les passes précédentes. Ceci limite également la distance parcourue par le coulis malgré la forte pression d'injection.

La Figure 4-30 expose les résultats d'une modélisation consistant à uniquement consolider les fractures injectées tout en rendant possible la propagation du coulis dans celles-ci, ce qui se compare à des passes successives sans temps de cure. Ces résultats sont comparés aux résultats obtenus par la méthode d'injection classique du massif rocheux.

Selon les analyses à la section 4.1.4, l'augmentation de la pression d'injection maximale doit être de l'ordre de la résistance à la traction de la fracture. De plus grandes pressions limites d'injection associée à la présence de coulis «figé» sont observées. La relation n'est pas linéaire et la courbe des pressions limites d'injection présentée par la méthode des passes descendantes s'éloigne de celle de la méthode par passes ascendantes. L'écart observé, pour les pressions limites d'injection des passes situées entre 10 et 40 m de profondeur, est égal à la valeur de la résistance en traction de la fracture.

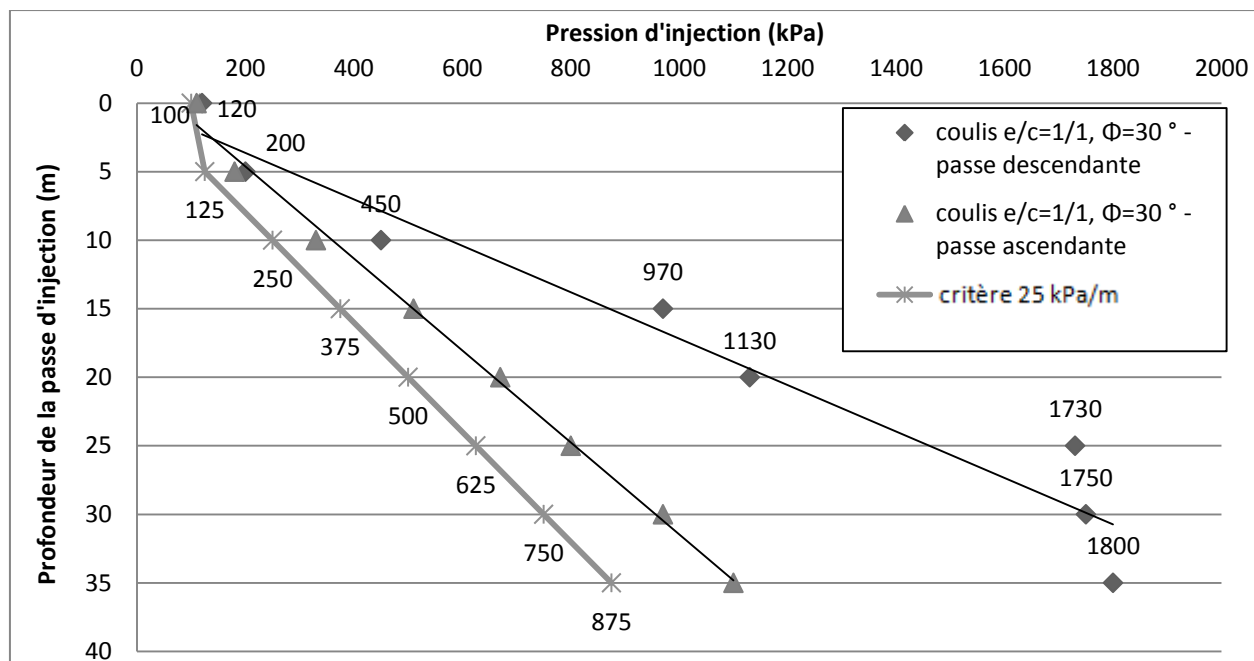


Figure 4-30 : La pression d'injection limite pour chaque passe dans un massif rocheux dont les fractures sont injectées selon la méthode de passes descendantes et ascendantes. Les pressions d'injection indiquées sur le graphique sont valables pour chacune des passes de 5m du modèle 1 dont l'angle de frottement et la résistance en traction des plans des fractures **remplies de coulis** sont respectivement de  $30^\circ$  et de 1 MPa et dont l'injection est de type descendantes (bornes supérieures).



## **CHAPITRE 5    DISCUSSION**

Dans cette section, il est question d'identifier les paramètres influençant le soulèvement des fractures dans un massif rocheux, de comparer les pressions d'injections obtenues avec le critère d'injection de 25 kPa/m fréquemment utilisé dans l'industrie et d'émettre quelques critiques sur le modèle bidimensionnel UDEC.

Les sections de la discussion sont présentées de sorte à suivre l'ordre des sections retrouvées dans le chapitre Résultats et sont exposées comme suit :

- 5.1) les paramètres géomécaniques et rhéologiques du modèle,
- 5.2) la géométrie du modèle,
- 5.3) la méthode d'injection.

Une discussion générale se trouve à la fin de ce chapitre pour récapituler et mettre en lien les sections 5.1 à 5.3.

### **5.1        Influence des paramètres géomécaniques du modèle**

Les effets des paramètres géomécaniques sur la pression limite d'injection ont été étudiés à l'aide d'un modèle de massif rocheux comportant des familles de fractures verticales et horizontales. Les paramètres sont :

- 1) les valeurs rhéologiques du coulis d'injection,
- 2) l'ouverture de la fracture,
- 3) l'angle de frottement de la fracture,
- 4) les ponts de roche intacts et
- 5) les contraintes horizontales du massif rocheux.

#### **5.1.1      Propriétés rhéologiques du coulis**

Le rapport  $e/c$  contrôle les paramètres rhéologiques et la densité du coulis d'injection qui dictent la facilité avec laquelle le fluide circule dans un réseau de fracture. Le coulis 1/1 a une résistance

au cisaillement et une viscosité plus élevées que le coulis 5/1. Ceci se traduit par des pressions limites d'injection plus élevées et une distance parcourue plus faible que celles obtenues avec le coulis 5/1 (Figure 4-3 et Figure 4-4). Dans le cas du coulis 5/1, il circule plus loin dans le réseau de fractures et génère le soulèvement des fractures à des pressions d'injection se rapprochant du critère d'injection 25 kPa/m.

D'après les résultats, l'optimisation du critère d'injection est possible en considérant la perte de charge générée par le seuil de cisaillement d'un coulis. Ce gain est spécifiquement observable en profondeur puisque la courbe «pression d'injection - profondeur» s'éloigne de la courbe du critère d'injection 25 kPa/m (Figure 4-3). De plus, l'optimisation de la pression d'injection est envisageable puisque les pressions limites d'injection de ce projet sont associées au soulèvement des fractures horizontales. Rappelons-nous que, pour notre modèle, la distance parcourue dans les modèles par le coulis dépasse la réalité observée sur le terrain. La surestimation de la diffusion du coulis vient de l'impossibilité d'introduire des paramètres rhéologiques variant dans le temps (thixotropie), de simuler une perte de charge radiale et de considérer la variabilité des ouvertures des fractures (étranglements) dans le modèle.

### 5.1.2 Ouverture des fractures

La perte de la charge hydraulique est non seulement associée aux paramètres rhéologiques du coulis, mais elle est aussi proportionnelle à l'ouverture hydraulique (Équation 3.4). Les résultats obtenus correspondent bien à la théorie. L'ouverture hydraulique influence effectivement les pressions limite d'injections et les courbes «pressions d'injection – profondeur» (Figure 4-6) indiquent une possibilité d'optimiser le critère d'injection en lien avec l'ouverture hydraulique.

L'intérêt du modèle numérique UDEC est en grande partie dû à sa prise en charge du processus hydromécanique. La relation non-linéaire entre l'ouverture hydraulique et les pressions limites d'injection a pu être identifiée (Figure 4-5). Il a été intéressant de valider les pressions limites d'injection pour différentes valeurs d'ouverture hydraulique, ceci nous informant du besoin d'identifier ces valeurs lors des campagnes d'investigation. Toutefois, il a été nécessaire de choisir l'intervalle des ouvertures en fonction des dimensions du modèle. Effectivement, compte tenu des distances parcourues par le coulis, les valeurs des ouvertures choisies sont très faibles, mais la possibilité d'une valeur limite de pression d'injection (asymptote) supérieure à la

contrainte due au poids du couvert rocheux semble envisageable. Cependant, il y a une nécessité d'investiguer pour des valeurs d'ouverture réellement injectables.

### **5.1.3 Angle de frottement des fractures**

D'après les résultats, les pressions d'injections maximales obtenues pour les modèles avec fractures dont l'angle de frottement est de  $0^\circ$  ou de  $30^\circ$  sont supérieures pour le coulis 1/1 (Figure 4-8). L'influence de l'angle de frottement en lien avec la résistance au cisaillement n'a pas été complètement confirmée. Puisque le modèle ayant été soumis à différentes conditions de contraintes n'a pas montré de rupture en cisaillement (section 4.1.5), l'influence de la résistance au cisaillement n'a pas pu être observée.

Toutefois, d'après les comparaisons entre les modèles, il y a une influence de l'angle de frottement sur les déplacements des blocs du massif rocheux. Le modèle dont les fractures comportent un angle de frottement de  $30^\circ$  montre des déplacements de blocs situés à l'extérieur de la zone de diffusion du coulis, ce qui laisse supposer l'influence du cisaillement le long des fractures verticales lors du soulèvement des fractures horizontales (Figure 4-10).

### **5.1.4 Ponts de roche intacts**

La cohésion et la résistance à la traction des fractures du modèle sont obtenues à partir des valeurs de résistance de la roche intacte et sont pondérées de façon à prendre en compte la proportion des points de contact dans l'ensemble du réseau (pourcentage de ponts de roche intacts).

Les résultats (Figure 4-13) montrent que le gain en pressions d'injections est proportionnel à la valeur de la résistance à la traction des fractures. L'avantage d'utiliser les paramètres de résistance des fractures est la simplicité de l'analyse et de la construction du modèle, puisque le modèle reste élastique. Cette hypothèse demeure une solution envisageable pour construire un modèle bidimensionnel adapté à la réalité du terrain dont les fractures sont de portée infinie dans la direction normale à la section analysée. Par contre, cette avenue exige une calibration du modèle basée sur des essais sur le terrain.

### 5.1.5 Contraintes horizontales du massif rocheux

Le ratio des contraintes horizontales sur celles verticales rencontré dans le Bouclier Canadien se situe généralement entre 2 et 3. Cette condition est favorable à la fermeture des fractures verticales. Il est raisonnable de supposer que la résistance au cisaillement développée le long de ces fractures limite le soulèvement des fractures horizontales.

Les résultats indiquent étonnamment que les pressions d'injection maximales sont sensiblement identiques pour les différents cas de contraintes horizontales appliquées sur le modèle. Le mécanisme de rupture est similaire à celui observée aux précédentes analyses de ce projet à l'exception qu'il est situé à la passe injectée au lieu de la surface. Comme les contraintes gravitaires sont plus faibles, les pressions d'injections sont nécessairement plus faibles. Ceci laisse supposer que la rupture (déplacement plastique) survient au niveau des fractures horizontales de la passe d'injection parce que le coulis n'atteint pas les fractures horizontales en surface plus critiques au soulèvement.

Comme l'instabilité provient de l'ouverture des fractures horizontales sur lesquelles la contrainte horizontale n'a aucun effet, le modèle ne permet pas de s'avancer sur l'influence de l'état des contraintes du massif rocheux. L'influence des contraintes horizontales mérite une investigation plus soutenue.

D'après les résultats, les pressions d'injection limites sont supérieures aux contraintes dues au poids du couvert ( $\sigma_v$ ) pour toutes les conditions de contraintes étudiées (Figure 4-16). Quant à l'influence de l'angle de frottement, elle est prouvée en partie par le modèle. Toutefois, comme l'effet des contraintes horizontales n'est pas démontré, l'effet de la résistance au cisaillement et de l'angle de frottement n'a pas pu être étudié comme il était prévu.

## 5.2 Géométrie du réseau de fractures

De nombreuses références (Gustafson & Stille, 1996; Hässler, Stille & Hakansson, 1987; Maadikhah & Mortazavi, 2009; Rahmani, 2010; Zhang & Sanderson, 1996) indiquent que la géométrie des systèmes de fractures dans le massif rocheux (nombre de connexions et la persistance des fractures) contrôle la circulation de fluide.

D'après les résultats (Figure 4-22, Figure 4-26 et Figure 4-29), le mécanisme de soulèvement est identique pour toutes les géométries de massif rocheux. Le soulèvement des blocs en surface est observé et les pressions limites d'injection sont supérieures au critère d'injection 25 kPa/m. Pour tous les modèle de géométrie, les pressions d'injections observées pour les passes situées en profondeur sont comparables. Toutefois, les modèles 2 et 4 montrent des pressions d'injection plus faibles que les modèles 1 et 3 étant donné la petite dimension des blocs. Le relevé des discontinuités, surtout localisées en surface, pourrait être avantageux afin d'identifier les familles de joints dessinant des blocs susceptibles au soulèvement.

### 5.3 Effet de la méthode d'injection

La méthode suivante peut être envisagée afin d'optimiser la qualité de l'injection, soit l'injection par passes descendantes. Les résultats (Figure 4-30) montrent des pressions limites d'injection supérieures au critère 25 kPa/m puisque les fractures près de la surface sont consolidées.

L'injection par passes descendantes consiste à injecter les fractures de la surface vers les profondeurs. Cette méthode rend possible l'injection à de plus fortes pressions, puisque le toit de la passe est déjà imperméabilisé et consolidé. Les résultats confirment que la pression d'injection maximale pour chaque passe est plus élevée avec cette méthode (Figure 4-30). L'inconvénient avec cette méthode est la présence de coulis figé dans les fractures depuis les passes précédentes, ce qui limite la diffusion du coulis. La relation n'est pas tout à fait linéaire puisque la consolidation des fractures permet d'élever la pression d'injection d'une valeur égale à la résistance en traction.

### 5.4 Discussion générale

Les résultats ne peuvent pas être directement transposables à la réalité étant donné la simplification imposée par un modèle bidimensionnel, mais les comparaisons ou les performances relatives de différentes approches suggérées pour déterminer les pressions d'injection à utiliser sont valables. Le phénomène de soulèvement est complexe et plusieurs paramètres inter-reliés y jouent un rôle. Quatre principales conclusions émergent dans cette étude :

(1) L'interprétation des pressions relevées par le modèle repose sur la conceptualisation du modèle 2D en 3D. La perte de charge cependant simulée dans le plan du modèle et les pressions de fluides restent constantes selon l'axe perpendiculaire à la section du modèle. Ceci a pour effet de surestimer la pression que le fluide exerce sur les blocs. Ainsi, le modèle 2D utilisé dans nos analyses va causer un soulèvement à des pressions plus faibles que la réalité tridimensionnelle. Tout dépendant des dimensions des blocs soulevés relativement à la distance parcourue par le coulis, les pressions d'injection appliquées sur le terrain par rapport à celles obtenues de nos analyses pourraient suivre le ratio présenté à la Figure 3-27. Par exemple, si les côtés de la base carrée d'un bloc sont d'une longueur égale à la distance parcourue par le coulis, la pression appliquée en pratique pourrait être 1.9 fois plus élevée que celle prédite par notre modèle.

(2) Le mécanisme d'instabilité observé dans le modèle est le soulèvement des fractures à la surface du massif rocheux et des fractures horizontales de la passe injectée. L'instabilité du modèle liée à la résistance au cisaillement des structures verticales n'a pas pu être étudiée puisque le modèle ne permet pas de s'avancer sur l'influence de l'état des contraintes dans le massif rocheux. D'ailleurs, une investigation plus profonde de l'influence des contraintes horizontales sur l'hydro-soulèvement fait partie des recommandations de l'étude.

(3) La nécessité de relever les propriétés des fractures en surface ainsi que leur orientation dans l'espace permet l'identification des blocs susceptibles au soulèvement. En lien avec la rupture des fractures observée près de la surface du massif rocheux, la méthode d'injection avec des passes descendantes pourrait s'avérer une avenue intéressante. Ceci permettrait d'injecter à des pressions supérieures au critère actuel d'injection sans risquer de soulever les fractures en surface puisqu'elles seraient déjà consolidées.

(4) L'effet des paramètres géomécaniques des fractures (ouverture hydraulique, angle de frottement, résistance à la traction) et des propriétés du coulis (seuil de cisaillement) sur la pression d'injection est observable sur ce modèle. Les résultats du projet correspondent à ce qui avait été recensés dans la littérature. Le projet propose donc de considérer l'influence de ces paramètres afin d'optimiser le critère empirique actuellement utilisé de 25 kPa/m qui ne tient compte que de la contrainte gravitaire du couvert rocheux.

## CHAPITRE 6 CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

Les travaux d'imperméabilisation des fondations d'ouvrages de retenue d'eau utilisent l'injection de coulis de ciment. Dans plusieurs cas, la pression d'injection appliquée est basée sur le critère empirique de 25 kPa par mètre (1 psi/ft) de couvert rocheux, ne tenant ainsi pas compte des conditions géomécaniques du site.

La présente étude porte précisément sur l'influence des paramètres géomécaniques sur la pression d'injection. Par le biais d'un modèle numérique bidimensionnel d'un massif rocheux fracturé, il est ainsi tenté de mieux comprendre le comportement du massif rocheux injecté ainsi que la dispersion du coulis dans les fractures à des pressions d'injection limite au soulèvement.

UDEC est un logiciel d'éléments distincts bidimensionnel qui est idéal pour simuler la réponse d'un modèle présentant une géométrie complexe de fractures. Les modèles numériques de ce projet, quoique bidimensionnels, peuvent rapidement nous renseigner sur la réaction du massif rocheux suite à son injection. Le modèle bidimensionnel comporte certaines limites et hypothèses complexifiant l'interprétation des résultats parce que celui-ci ne peut simuler la propriété thixotropique du coulis et la perte de charge du coulis dans le plan perpendiculaire à la section étudiée.

### 6.1 Contribution du projet

Le mémoire a permis d'identifier les paramètres qui révéleraient le potentiel d'optimisation du critère d'injection actuel. Il s'avère que, en tenant compte des propriétés géomécaniques des fractures (ouverture hydraulique, angle de frottement, résistance à la traction) et des propriétés du coulis (seuil de cisaillement), le critère d'injection actuel de 25 kPa/m reste très conservateur. Ceci s'expliquant par un critère empirique ne considérant que la contrainte gravitaire de la roche.

La Figure 6-1 affiche les différents résultats dans l'abaque des pressions d'injection proposé par Houslby (1990). Bien que le massif rocheux modélisé soit de bonne qualité, la grande majorité des données se mobilise dans la catégorie du massif rocheux de qualité moyenne. Il est intéressant de souligner que la pression d'injection maximale obtenue par le modèle dépasse le critère d'injection et qu'il y a une linéarité dans la plupart des relations «pression d'injection-

profondeur» pour les différents paramètres. Cette observation révèle une certaine correspondance avec le critère actuel.

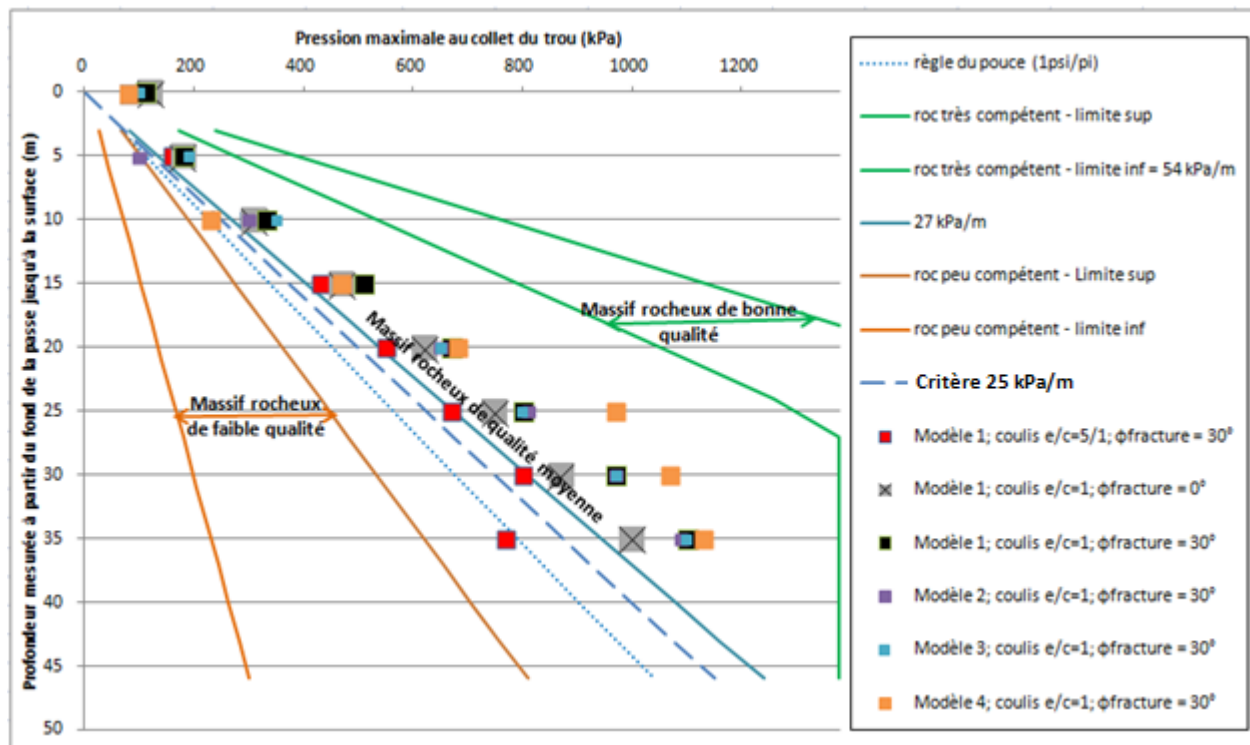


Figure 6-1 : Récapitulatif des résultats des différentes analyses en lien avec les critères d'injection actuels.

Les pressions d'injection calculées par le modèle UDEC ne sont pas représentatives de la réalité. Il reste que le modèle proposé est un bon outil pour débiter les analyses.

## 6.2 Recommandations

Afin d'approfondir les connaissances liées au phénomène de soulèvement et l'optimisation des opérations d'injection, il est proposé de développer sur les sujets suivants

(1) Développer un modèle pour l'étude de l'influence des paramètres géomécanique sur les pressions limites d'injection avec 3DEC. Le modèle bidimensionnel donne une piste intéressante, mais le caractère tridimensionnel du phénomène de l'injection rend impossible la comparaison directe des pressions de soulèvement à celles observées à la réalité. Le modèle 3D permet de simuler la diffusion radiale du coulis et ainsi mieux reproduire l'effet de la pression du coulis sur le système de fractures du massif rocheux.



Les effets des contraintes horizontales et de la résistance au cisaillement sur les pressions d'injection devront aussi être étudiés avec le modèle 3D car le modèle 2D n'est pas en mesure de démontrer leur effet. De plus, puisqu'il n'a évidemment pas été possible dans cette étude, l'effet d'un système de fracture parallèle à la section étudiée pourra être considéré dans l'analyse du modèle 3D.

(2) Valider le modèle avec des données de terrain. Originellement, il avait été considéré de faire une rétro-analyse des travaux d'injection d'une fondation de barrage. Puisque les données de terrain ne permettaient pas de générer ce type d'analyse, la géométrie des systèmes de fractures et le relevé des paramètres géomécaniques du site ont été déduits.

Il serait intéressant de procéder à des bancs d'essais sur le terrain ou en laboratoire dont l'objectif principal serait de générer des pressions d'injection provoquant le soulèvement. Le suivi de l'ouverture des fractures pourrait provenir d'un capteur relevant les déplacements installé à la surface à proximité du forage. Ces observations pourront être utilisées pour faire le parallèle entre les pressions d'injection proposée par le modèle numérique et les pressions maximales d'injections réelles relevées.

(3) Vérifier l'effet de la méthode d'injection. En lien avec le mécanisme de rupture observé dans ce projet, il est proposé de vérifier la possibilité d'injecter sans risquer le soulèvement en consolidant les fractures en surface. La méthode d'injection par passe descendante, en lien avec la théorie du bloc (Key Block Theory - Shi 1985) serait une avenue intéressante. La théorie du bloc consiste à déterminer le potentiel de rotation ou de translation des blocs formés par un système de fractures.

Des essais sur le terrain viseraient à comparer les pressions limites d'injection suite à l'injection classique par passes ascendantes et l'injection par passes descendantes.

## BIBLIOGRAPHIE

- Baghbanan, A., & Jing, L. (2007). Hydraulic properties of fractured rock masses with correlated fracture length and aperture. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 44(5), 704-719. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijrmms.2006.11.001>
- Baghbanan, A., & Jing, L. (2008). Stress effects on permeability in a fractured rock mass with correlated fracture length and aperture. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 45(8), 1320-1334. doi: <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijrmms.2008.01.015>
- Bruce, D. A. (2011). Rock grouting for dams and the need to fight regressive thinking. *Geotechnical News*, 29(2), 36-43.
- Cappa, F., Guglielmi, Y., Rutqvist, J., Tsang, C. F., & Thoraval, A. (2006). Hydromechanical modelling of pulse tests that measure fluid pressure and fracture normal displacement at the Coaraze Laboratory site, France. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 43(7), 1062-1082. doi: 10.1016/j.ijrmms.2006.03.006
- Carter, T. G., Dershowitz, W., Shuttle, D., & Jefferies, M. (2012). Improved Methods of Design for Grouting Fractured Rock. Communication présentée à Fourth International Conference on Grouting and Deep Mixing. *Grouting and Deep Mixing 2012*, 15-18 Feb. 2012, Reston, VA, USA (p. 1472-1483). doi: 10.1061/9780784412350.0123
- Choi, S. O. (2012). Interpretation of shut-in pressure in hydrofracturing pressure-time records using numerical modeling. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* (1997), 50 29-37. doi: 10.1016/j.ijrmms.2011.12.001
- Corthésy, R., Leite, M. H., & Gill, D. E. (2003). *Géologie appliquée au génie civil : cours GLQ3601* (2nd éd. --<sup>e</sup> éd.), École polytechnique de Montréal. Département des génies civil géologique et des mines, 541p.
- Fransson, Å. (1999). Grouting predictions based on hydraulic tests of short duration; analytical, numerical and experimental approaches (vol. 93): Chalmers University of Technology [and] University of Goteborg, Department of Geology, Goteborg, Sweden.
- Fransson, A., Tsang, C. F., Rutqvist, J., & Gustafson, G. (2007). A new parameter to assess hydromechanical effects in single-hole hydraulic testing and grouting. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences* (1997), 44(7), 1011-1021. doi: 10.1016/j.ijrmms.2007.02.007
- Gallagher, S. (2012). Mechanical resistance of cracked dam mass concrete repaired by grouting : an experimental study (Dissertation/Thesis, École Polytechnique, Montréal, Québec). (MR94981). Tiré de [http://publications.polymtl.ca/1013/http://gateway.proquest.com/openurl?url\\_ver=Z39.88-2004&rft\\_val\\_fmt=info:ofi/fmt:kev:mtx:dissertation&res\\_dat=xri:pqdiss&rft\\_dat=xri:pqdiss:MR94981](http://publications.polymtl.ca/1013/http://gateway.proquest.com/openurl?url_ver=Z39.88-2004&rft_val_fmt=info:ofi/fmt:kev:mtx:dissertation&res_dat=xri:pqdiss&rft_dat=xri:pqdiss:MR94981)
- Gothall, R., & Stille, H. (2009). Fracture dilation during grouting. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 24(2), 126-135. doi: 10.1016/j.tust.2008.05.004
- Gothall, R., & Stille, H. (2010). Fracture-fracture interaction during grouting. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 25(3), 199-204. doi: 10.1016/j.tust.2009.11.003

- Gu, S.-C., & Su, P.-L. (2009). Study on grouts flow in rock fracture and numerical simulation of fracture propagation. Communication présentée à 2009 2nd International Conference on Information and Computing Science, ICIC 2009, May 21, 2009 - May 22, 2009, Manchester, United kingdom (vol. 4, p. 370-373). doi: 10.1109/icic.2009.404
- Gudmundsson, A. (2011). *Rock Fractures in Geological Processes Cambridge University Press*.
- Gustafson, G., & Stille, H. (1996). Prediction of groutability from grout properties and hydrogeological data. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 11(3), 325-332.
- Hässler, L., Hakansson, U., & Stille, H. (1992a). Classification of jointed rock with emphasis on grouting. *Geotechnical Special Publication*, 30 449-460.
- Hässler, L., Hakansson, U., & Stille, H. (1992b). Computer-simulated flow of grouts in jointed rock. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 7(4), 441-446. doi: 10.1016/0886-7798(92)90074-r
- Hässler, L., Stille, H., & Hakansson, U. (1987). Simulation of grouting in jointed rock. *Proceedings of the Congress of the International Society for Rock Mechanics*, 6(2), 943-946.
- Houlsby, A. C. (1990). *Construction and design of cement grouting : a guide to grouting in rock foundations*. New York: Wiley.
- Itasca, C. G. (2011). UDEC (universal Distinct Element Code) version 5.0. Mineapolis : ICG.
- Kim, B. H., Kaiser, P. K., & Grasselli, G. (2007). Influence of persistence on behaviour of fractured rock masses. *Geological Society Special Publications*, 284 161-173. doi: 10.1144/sp284.11
- Lapointe, R. (1997). Contribution à l'étude des méthodes d'injection des fissures dans le béton. (Université McGill, Montréal, Québec). (27235). Tiré de [http://digitool.Library.McGill.CA:80/R/-?func=dbin-jump-full&object\\_id=27235&silo\\_library=GEN01](http://digitool.Library.McGill.CA:80/R/-?func=dbin-jump-full&object_id=27235&silo_library=GEN01)
- Lombardi, G. (2003). Grouting of rock masses. Communication présentée à Proceedings of the Third International Conference: Grouting And Ground Treatment, February 10, 2003 - February 12, 2003, New Orleans, LA, United states (p. 164-197).
- Lombardi, G., & Deere, D. (1993). Grouting design and control using the GIN principle. *International Water Power and Dam Construction*, 45(6), 15-22.
- Maadikhah, A., & Mortazavi, A. (2009). Numerical analysis of the effect of joint geometric parameters on grouting process in jointed rock. Communication présentée à International Conference on Rock Joints and Jointed Rock Masses, Tucson, Arizona, USA.
- Olsson, R., & Barton, N. (2001). An improved model for hydromechanical coupling during shearing of rock joints. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 38(3), 317-329. doi: 10.1016/s1365-1609(00)00079-4
- Rafi, J. Y. (2012). *Design approaches for grouting of rock fractures; Theory and practice*. (Division of Soil and Rock Mechanics Royal Institute of Technology (KTH), Stockholm, Sweden). (ISSN 1650-951X)

- Rafi, J. Y., & Stille, H. (2014). Control of rock jacking considering spread of grout and grouting pressure. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 40 1-15. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.tust.2013.09.005>
- Rahmani, H. (2010). Estimation of Grout Distribution in a Fractured Rock by Numerical Modelling. ( University of British Colombia, Vancouver).
- Roberge, M. (1998). Utilisation des elements distincts pour evaluer la reponse hydromecanique des barrages en beton et simuler l'injection des fissures. (M.Sc.A., Ecole Polytechnique, Montreal (Canada) Ann Arbor). Accessible par ProQuest Dissertations & Theses Full Text. Tiré de <http://search.proquest.com/docview/304480248?accountid=40695>
- Saleh, K., Tremblay, S., Lacasse, J.-P., & Lapointe, R. (1996). Injection de la dalle de béton no 31 par un coulis stable à base de ciment Portland type 10. IREQ.
- Saleh, K., Tremblay, S., & Mnif, T. (1995). Injection de la dalle de béton no 30 par le coulis de ciment Portland type 10. IREQ.
- Stille, B., Stille, H., Gustafson, G., & Kobayashi, S. (2009). Experience with the real time grouting control method, *Geomechanik und Tunnelbau*, 2(5), 447-459. doi: 10.1002/geot.200900036
- Stille, H., Gustafson, G., & Hässler, L. (2012). Application of New Theories and Technology for Grouting of Dams and Foundations on Rock. *Geotechnical and Geological Engineering*, 30(3), 603-624. doi: 10.1007/s10706-012-9512-7
- Weaver, K., & Bruce, D. A. (2007). Dam foundation grouting (Rev. and expanded<sup>e</sup> éd., p. xx, 473 p.). Tiré de <http://site.ebrary.com/lib/polymtl/Doc?id=10435193>
- Zhang, X., & Sanderson, D. J. (1996). Numerical modelling of the effects of fault slip on fluid flow around extensional faults. *Journal of Structural Geology*, 18(1), [d]109-119.
- Zhang, X., & Sanderson, D. J. (1998). Numerical study of critical behaviour of deformation and permeability of fractured rock masses. *Marine and Petroleum Geology*, 15(6), 535-548.

## ANNEXE A – CODE NUMÉRIQUE

Les principaux éléments du modèle à caractériser sont les paramètres définissant le comportement de la roche, des fractures et du fluide. (Itasca, 2011)

### Bloc et zone

L'idéalisation du massif rocheux fracturé peut être comparée à un assemblage de blocs imperméables. Chaque bloc est déformable si il est subdivisé en maillage triangulaire d'éléments, aussi appelés zone. Les blocs peuvent être déformés et ils sont libres de se déplacer le long des fractures ou de faire des rotations. La Figure A-1 est une représentation d'un massif rocheux composé d'une famille de joints continus à 45 degrés de pendage et d'une famille de joints discontinus à -45 degrés de pendage.

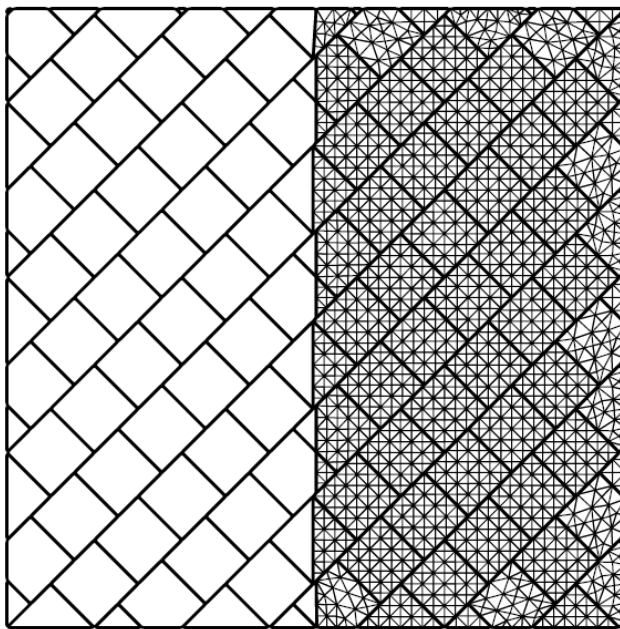


Figure A-1 : Représentation des blocs rigides selon la méthode des éléments distincts (à gauche) ;  
Représentation des blocs déformables subdivisés en zones (à droite).

### Contact et domaine

La circulation du fluide dans le modèle n'est possible qu'à travers le système de fractures car les blocs sont imperméables par définition. Les fractures sont représentées par les aires de contact entre deux blocs qui définissent les conditions frontières aux blocs. Les fractures perméables permettent l'écoulement du fluide dans l'espace entre deux blocs, aussi appelé domaine.

## **Lois de comportement**

Plusieurs lois du comportement mécanique sont déjà implémentées dans UDEC. Le nombre et la nature des paramètres à entrer dépendent du modèle de comportement choisi pour les fractures (contact) et la matrice rocheuse (zones).

Entre autres, le modèle linéaire de Coulomb et le modèle non linéaire de Barton-Bandis sont mieux adaptés à la réalité du comportement mécanique des fractures. De plus, il est possible d'augmenter la représentativité du modèle en assignant différents paramètres à chaque fracture et à chaque segment d'une même fracture. Quant au matériau formant les blocs, le modèle linéaire Mohr-Coulomb et le modèle non linéaire Hoek et Brown sont généralement utilisés pour définir la résistance de la roche formant le massif.

## **Solution pour l'analyse avec fluide**

Plusieurs types d'analyses sont disponibles pour la circulation de fluide en fonction du régime d'écoulement (transitoire et stationnaire) et du type de fluide utilisé (compressible ou incompressible).

Le paramétrage d'un fluide viscoplastique (ou de Bingham) consiste à entrer sa valeur de cohésion. Quant à la viscosité du coulis, elle est prise en compte dans le coefficient de perméabilité de la fracture.

Certains phénomènes inhérents à l'injection de coulis ne peuvent par contre être considérés tels les problèmes de filtration ou de sédimentation pouvant freiner la propagation. La prise et la variation des propriétés des coulis dans le temps sont également des facteurs non considérés lors de la définition des paramètres.

## **Algorithme pour l'analyse**

Dans le logiciel UDEC, le fluide ne circule que dans les fractures. La conductivité hydraulique de ces dernières dépend essentiellement de leur ouverture.

La propagation de fluide dans le réseau de fracture peut entraîner plusieurs réponses mécaniques telles qu'un soulèvement, une fermeture ou une propagation de la fracturation. Un changement mécanique engendre à son tour un changement sur la réponse hydraulique, soit une augmentation, une baisse ou un arrêt du débit du fluide. Une étude sur l'injection des massifs fracturés implique donc une analyse en couplage hydromécanique.

Le couplage hydromécanique implique une solution itérative en quatre étapes. Chaque étape est présentée dans les sous-sections 1.2.1 à 1.2.4. La Figure A-2 montre l'interrelation des variables. À chaque pas de temps, les quatre variables sont recalculées jusqu'à l'équilibre du modèle.

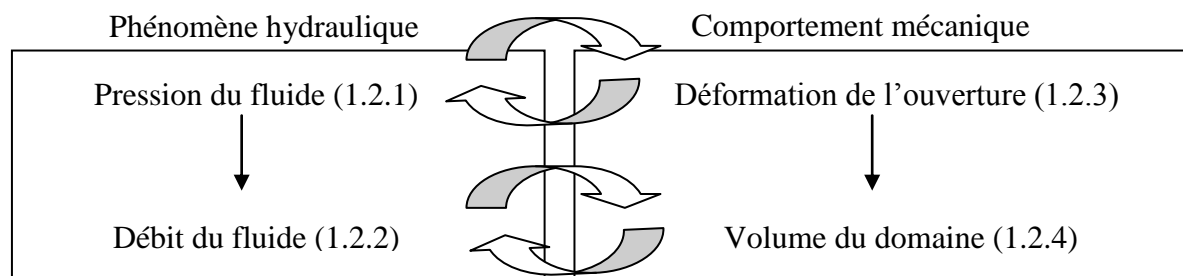


Figure A-2 : Couplage hydromécanique. La relation entre les différents paramètres.

### Effet de la pression du fluide sur la fracture

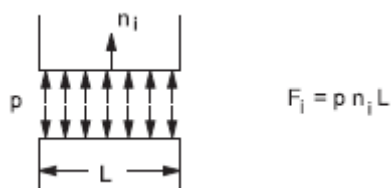


Figure A-3 : Pression du fluide sur les contacts des blocs :  $F$  est la force exercée par le fluide sur le contact,  $P$  est la pression exercée par le fluide sur le contact,  $n \cdot L$  est l'aire sur laquelle la pression du fluide s'exerce.

La figure A-3 montre que la force du fluide appliquée sur l'ouverture est en fonction de la pression du fluide dans le domaine et de l'aire de l'ouverture. La pression du fluide dépend de la pression d'injection, de la cohésion du fluide et de la perte de pression hydraulique. La pression du fluide s'additionne aux contraintes dans le massif s'exerçant aux contacts des blocs. C'est la contrainte normale effective qui influence la déformation de la fracture. Elle est nulle à la limite du soulèvement hydraulique. Cet état peut être observé avec l'outil graphique "OPEN" de UDEC.

### Perméabilité de la fracture et circulation du fluide

Le débit du fluide est calculé en fonction de la viscosité dynamique de celui-ci, de l'ouverture de la fracture ainsi que du gradient hydraulique du fluide, comme l'indique la Figure 4. Tel que la

théorie de la mécanique des fluides le stipule, le débit du fluide dans une fracture suit la loi cubique. Cette dernière idéalise la fracture comme deux plans parallèles infinis et lisses.

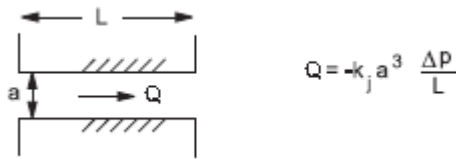


Figure A-4 : À gauche, explication graphique du débit hydraulique (Q) qui est en fonction de l'ouverture au cube, du coefficient de perméabilité et du gradient de pression hydraulique.

Dans le logiciel UDEC, le débit d'un fluide de Bingham se calcule selon l'équation de Buckingham (Équation A-1). Cette équation est valable pour fluide s'écoulant selon un régime laminaire et stationnaire dans un conduit de rayon r. L'équation de Buckingham montre que le débit dépend de la cohésion et la viscosité du fluide ainsi que la pression hydraulique.

$$Q = \frac{\pi r^4 \Delta P}{8L \mu_p} \left[ 1 - \frac{4}{3} \left[ \frac{2L \tau_y}{r \Delta P} \right] + \frac{1}{3} \left[ \frac{2L \tau_y}{r \Delta P} \right]^4 \right] \quad [A-1]$$

Équation de Buckingham : Q est le débit, r est le rayon de l'ouverture,  $\mu$  est la viscosité dynamique du fluide,  $\tau_y$  est la cohésion du fluide et  $\Delta P/L$  est le gradient de pression hydraulique

### Déformation mécanique de la fracture

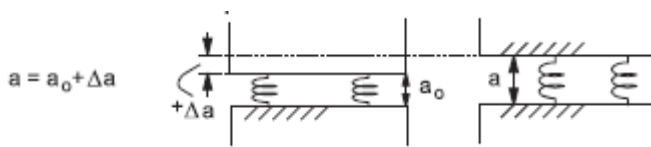


Figure A-5: Mécanisme de fermeture et d'ouverture hydraulique (a) de la fracture. Où  $a_0$  est l'ouverture hydraulique initiale et  $\Delta a$  est le déplacement normal à la fracture.

Le déplacement normal à la fracture, noté  $\Delta a$ , dépend à la fois des contraintes normales s'exerçant sur la fracture et de la rigidité normale à la fracture. La figure A-5 expose la loi de Hooke qui fait l'analogie entre le comportement mécanique de la fracture et celui du ressort. Ce modèle stipule que la fracture se déforme de façon élastique et proportionnelle à la constante de



rigidité  $K_n$  en réponse à une contrainte en compression. La loi est linéaire et correspond davantage au cas où les fractures sont lisses.

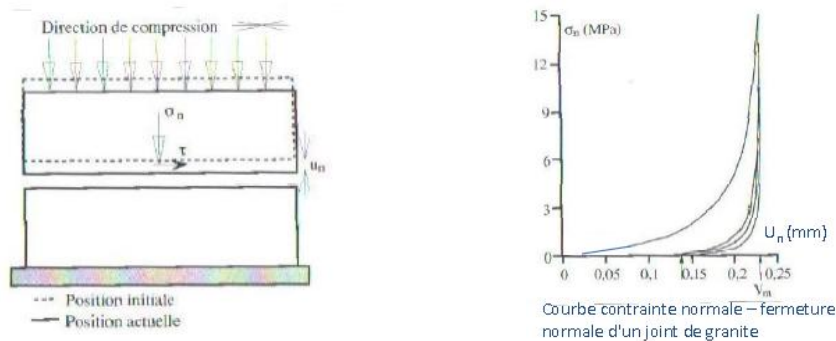


Figure A-6: À gauche, schématisation d'un essai de cisaillement à contrainte normale; À droite, graphique présentant la relation non linéaire de la contrainte normale ( $\sigma_n$ ) en fonction de la fermeture de la fracture ( $u_n$ )

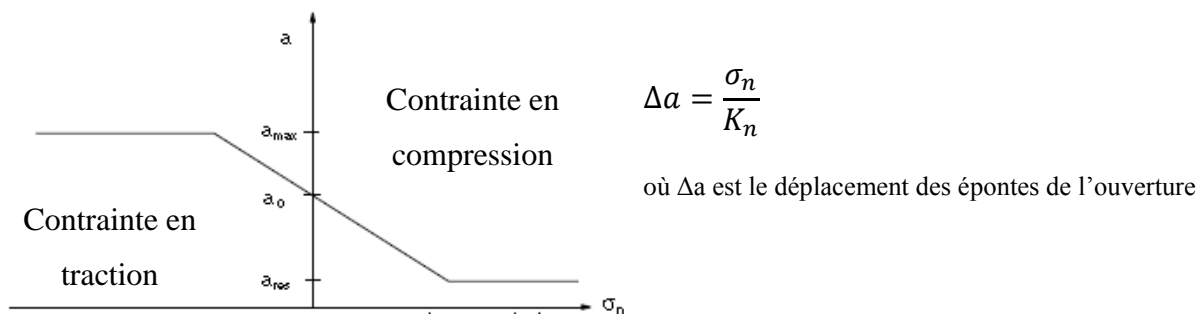
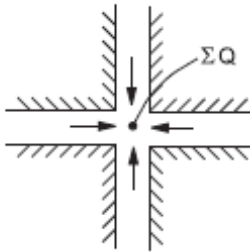


Figure A-7 : Relation linéaire entre la l'ouverture hydraulique et la contrainte normale à la fracture dans le logiciel UDEC. Les paramètres  $a_{\max}$ ,  $a_0$  et  $a_{\text{res}}$  sont respectivement l'ouverture maximale, l'ouverture initiale et l'ouverture résiduelle.

La figure A-6 montre la relation entre l'ouverture et la contrainte exercée sur la fracture. Les paramètres d'ouverture maximale ( $a_{\max}$ ) et résiduelle ( $a_{\text{res}}$ ) sont déterminant dans le calcul du débit. Afin d'obtenir un débit représentatif de l'ouverture mécanique, les limites sont choisies de sorte à inclure les valeurs d'ouverture possible des fractures lors de l'injection à de fortes pressions. Le coefficient de rigidité  $K_n$  (MPa/m) correspond à la pente de la relation ouverture en

fonction de la contrainte et la rupture en cisaillement est déterminée par le critère de Mohr-Coulomb (Figure A-7).

### Génération de pression au nœud du modèle



$$\Delta P = \frac{K_w}{V} \cdot (\sum Q \cdot \Delta t - \Delta V)$$

où  $\Delta p$  est la variation de pression de fluide  
 $K_w$  est le coefficient de compressibilité du fluide

$V$  est le volume du domaine

$Q$  est le débit hydraulique

$T$  est le temps

Figure A-8 : Génération des pressions au nœud.

Le calcul de la pression de fluide au nœud dépend de la saturation du domaine, de la compressibilité du fluide et de la sommation des débits en provenance des domaines adjacents (Figure A-8). Dans le contexte de l'étude, l'analyse se fait selon l'état stationnaire du fluide et les itérations procèdent sans que le temps de pas (mécanique et hydraulique) et le degré de compressibilité du fluide soient spécifiés puisque le logiciel les définit par défaut.

## ANNEXE B –ANALYSES PRÉLIMINAIRES

Cette section présente les codes numériques et les solutions analytiques associés aux modèles préliminaires et est divisé selon les analyses avec une contrainte uniformément appliquée sur le bloc (section B1) et avec une pression de fluide appliquée sous le bloc (section B2)

### **B1 Modèle à deux blocs (section 3.1.1.1)**

Les cas suivants présentent un bloc soumis à une contrainte en traction (modèle 1) et en cisaillement (modèle 2) et sans pression de fluide.

#### **Code numérique**

##### **Étape 1 : mise en place des contraintes**

```

config
round 1E-2
edge 2E-2
block 0,0 0,10 20,10 20,0 ; Dimension du bloc
crack (0,5) (20,5) ; Géométrie de la fracture
gen edge 1 ; Longueur maximale de l'arrête du maillage (discrétisation)

; Paramètres (masse volumique, module de Young et module de cisaillement) du roc
group zone 'User:rock'
zone model elastic density 2.7E3 bulk 22.2E9 shear 16.6E9 range group 'User:rock'
; Paramètres (angle de frottement, résistance à la traction, cohésion, angle de dilatance, coefficient de perméabilité, ouverture minimale, ouverture initiale) du joint
group joint 'User:jointmat'
joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 30 jtension 0 jcohesion 0 jdilation 0 jperm 0 ares 2.5E5 azero 1E-4 range group 'User:jointmat'
; new contact default
set jcondf joint model area jks=4E10 jkn=4E10 jfriction=30 jtension=0 jcohesion=0 jdilation=0 jperm=0 ares=2.5E-5 azero=1E-4

set gravity=0.0 -10.0 ; Gravité effective 10m/s2
; Mise en place des contraintes (  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{xy}$ ,  $\sigma_{yy}$ )
insitu stress 0.0,0.0,-270000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 0.0,0.0,27000.0
; Frontières fixes au bloc inférieur
boundary yvelocity 0 range -0.2,20.2 -0.2,0.2
solve

```

##### **Étape 2 : déplacement en traction**

```

reset disp

boundary stress 0.0,0.0,1.60000 range -0.2,20.2 9.9,10.2; Application de la contrainte en y ( $\sigma_n$ )
solve

```

### Étape 2 : déplacement en cisaillement

reset disp ; mise à zéro des déplacements dus aux contraintes in-situ

boundary xvelocity 0 range -0.2,0.2 -0.2,4.95; fixer les frontières du bloc inférieur

boundary xvelocity 0 range 19.8,20.2 -0.2,4.95

; Application de la contrainte selon x ( $\sigma_s$ )

boundary stress -310000.0,0.0,0.0 range -0.2,0.2 4.8,10.2

solve

### Paramètres

Tableau B-1 : Modèle à deux blocs – Résistance à la traction

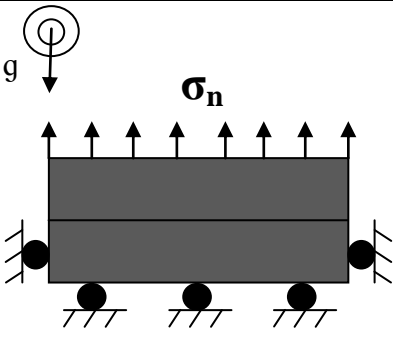
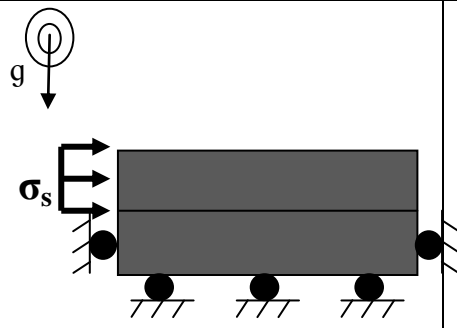
Modèle préliminaire 1	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
	<p>Dimension du bloc 1 et 2 = 5 X 20m</p> <p>Masse volumique de la roche = 2700 kg/m<sup>3</sup></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = 4, 40 et 4000 GPa/m</p> <p><math>\Phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>T_{\text{fracture}} = 0, 0.6, 1, 9 \text{ et } 20 \text{ MPa}</math></p> <p><math>a_h \text{ fracture} = 0.1 \text{ mm}</math></p>

Tableau B-2 : Modèle à deux blocs - Résistance au cisaillement

Modèle préliminaire 2	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
	<p>Dimension du bloc 1 et 2 = 5 X 20m</p> <p>Masse volumique de la roche = 2700 kg/m<sup>3</sup></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = 4, 40 et 4000 GPa/m</p> <p><math>\Phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>\Psi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 10^\circ</math></p> <p><math>C_{\text{fracture}} = 0 \text{ et } 100 \text{ kPa}</math></p> <p><math>a_h \text{ fracture} = 0.1 \text{ mm}</math></p>

## B2 Modèle à deux blocs encastrés (section 3.1.1.2)

Les cas suivants présentent un bloc sous lequel le coulis est injecté en un point sous le bloc 1.

### Code numérique

#### Étape 1 : mise en place des contraintes

config fluid ; **Configuration des fonctions pour l'analyse avec fluide**

set flow clear steady off

round 1E-2

edge 2E-2

block 0,0 0,10 20,10 20,0 ; **Dimension du bloc**

crack (6,5) (14,5) ; **Géométrie de la fracture**

crack (6,5) (3,10)

crack (14,5) (17,10)

gen edge 1 ; **définition de la longueur maximales des éléments finis (discrétisation)**

**; Paramètres (masse volumique, module de Young et module de cisaillement) du roc**

group zone 'User:rock'

zone model elastic density 2.7E3 bulk 22.2E10 shear 16.6E10 range group 'User:rock'

**; Paramètres (angle de frottement, résistance à la traction, cohésion, angle de dilatance, coefficient de perméabilité, ouverture minimale, ouverture initiale) du joint**

group joint 'User:jointmat'

joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 0 jtension 0e6 jcohesion 0e6 jdilation 0 jperm 1E8

ares 2.5E-5 azero 1E-4 range group 'User:jointmat'

; new contact default

set jcondf joint model area jks=4E10 jkn=4E10 jfriction=0 jtension=0e6 jcohesion=0e6

jdilation=0 jperm=1E8 ares=2.5E-5 azero=1E-4

group joint 'User:imper jointmat' range 2.9437,6.0006 4.7639,10.3523

group joint 'User:imper jointmat' range 14.0031,17.3791 4.5555,10.256

joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 0 jtension 0e6 jcohesion 0e6 jdilation 0 jperm 1E8

ares 2.5E-5 azero 1E-4 empb 1 expa 3 range group 'User:imper jointmat'

set gravity=0.0 -10.0 ; **Gravité effective 10m/s<sup>2</sup>**

**; Mise en place des contraintes (  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{xy}$ ,  $\sigma_{yy}$  )**

insitu stress -100000.0,0.0,-270000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 0.0,0.0,27000.0

boundary stress -100000.0,0.0,-270000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 0.0,0.0,27000.0 range -0.7,0.3 -0.8,10.2

boundary stress -100000.0,0.0,-270000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 0.0,0.0,27000.0 range 19.8,20.2 -0.8,10.2

**; Frontières fixes au bloc inférieur**

boundary yvelocity 0 range -0.2,20.2 -0.2,0.2

boundary xvelocity 0 range -0.2,0.2 -0.2005,10.95

boundary xvelocity 0 range 19.8,20.2 -0.2,10.95

solve

## Étape 2 : Injection du coulis au nœud

reset disp ; **Mise à zéro des déplacements dus aux contraintes in-situ**

boundary impermeable range -0.3,20.7 9.7,10.3 ;**rendre imperméable la frontière supérieure**  
; **Identification des paramètres du coulis (masse volumique, seuil de cisaillement)**fluid

density=1000.0

fluid coh=0.1

set flow=on ; **Mise en place de l'analyse avec fluide en régime stationnaire**

set capratio=40 ;**Définition de l'ouverture maximale, soit 40 fois l'ouverture initiale**

**; Injection d'un coulis sous pression au nœud (Pf)**

pfix ppressure 182000 range 9.8,10.2 4.9,5.1

solve

## Paramètres

Tableau B-3 : Modèle à deux blocs imbriqués – fractures verticales – analyse avec injection

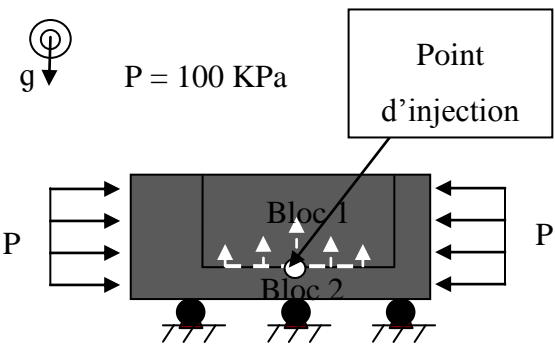
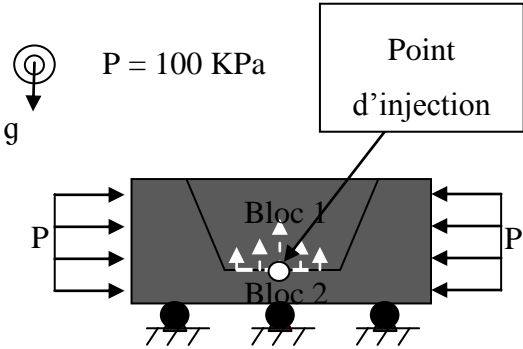
Modèle préliminaire 3 (P3)	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
 <p>g ↓ P = 100 KPa</p> <p>Point d'injection</p> <p>Bloc 1</p> <p>Bloc 2</p> <p>P</p> <p>Dimension du bloc 1 = 5 X 11 m</p> <p>Dimension du bloc 2 = 10 X 20 m</p>	<p>Masse volumique de la roche = <math>2700 \text{ kg/m}^3</math></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = 4, 40 et 4000 GPa/m</p> <p><math>\Phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>\Psi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 10^\circ</math></p> <p><math>C_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 100 \text{ kPa}</math></p> <p><math>T_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 115 \text{ kPa}</math></p> <p><math>a_h \text{ fracture} = 0.1 \text{ mm}</math></p> <p>Masse volumique du coulis = <math>1000 \text{ kg/m}^3</math></p> <p><math>c_{\text{coulis}} = 0.1 \text{ Pa}</math></p> <p><math>\mu_{\text{coulis}} = 8.33 \text{E-}10 \text{ Pa}\cdot\text{s}</math></p>

Tableau B-4 : Modèle à deux blocs imbriqués – fractures inclinées - analyse avec injection

Modèle préliminaire 4 (P4)	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
 <p>Dimension du bloc 1 = 8 m (petite base), 14 m (grande base) et 5 m (hauteur), 60° (pendage)</p> <p>Dimension du bloc 2 = 10 X 20 m</p>	<p>Masse volumique de la roche = 2700 kg/m<sup>3</sup></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = 4, 40 et 4000 GPa/m</p> <p><math>\phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>\Psi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 10^\circ</math></p> <p><math>C_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 100 \text{ kPa}</math></p> <p><math>a_h \text{ fracture} = 0.1 \text{ mm}</math></p> <p><math>T_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 100 \text{ kPa}</math></p> <p>Masse volumique du coulis = 1000 kg/m<sup>3</sup></p> <p><math>c_{\text{coulis}} = 0.1 \text{ Pa}</math></p> <p><math>\mu_{\text{coulis}} = 8.33 \text{E-}10 \text{ Pa}\cdot\text{s}</math></p>

### **B3 Modèle à deux blocs superposés – injection dans une fracture (section 3.1.1.2)**

Le cas suivant présente une fracture soumise à l'injection d'un fluide aux propriétés rhéologiques similaires à l'eau, au coulis eau/ciment de 5/1 et au coulis eau/ciment de 1/1.

#### **Code numérique**

##### **Étape 1 : mise en place des contraintes**

config fluid ; **Configuration des fonctions pour l'analyse avec fluide**

set flow=off

round 1E-2

edge 2E-2

block 0,0 0,10 20,10 20,0 ; **Dimension du bloc**

crack (0,5) (20,5) ; **Géométrie de la fracture**

gen edge 1 ; **définition de la longueur maximale des éléments finis (discrétisation)**

; **Paramètres (masse volumique, module de Young et module de cisaillement) du roc**

group zone 'User:rock'

zone model elastic density 2.7E3 bulk 22.2E9 shear 16.6E9 range group 'User:rock'

; **Paramètres (angle de frottement, résistance à la traction, cohésion, angle de dilatance, coefficient de perméabilité, ouverture minimale, ouverture initiale) du joint**

group joint 'User:jointmat'

joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 0 jcohesion 0 jtension 0 jdilation 0 jperm 100e-6 ares 5E-4 azero 1E-3 range group 'User:jointmat'

; new contact default

set jcondf joint model area jks=4E10 jkn=4E10 jfriction=0 jcohesion=0 jtension=0 jdilation=0 jperm=100e-6 ares=5E-4 azero=1E-3

set gravity=0.0 -10.0; **Gravité effective 10m/s<sup>2</sup>**

; **Mise en place des contraintes (  $\sigma_{xx}$ ,  $\sigma_{xy}$ ,  $\sigma_{yy}$  )**

boundary impermeable range 19.8,20.2 4.2,5.8

boundary impermeable range -0.2,0.2 4.2,5.8

solve

; **Fixer les frontières**

boundary yvelocity 0 range -0.2,20.2 -0.2,0.2

boundary xvelocity 0 range -0.2,0.2 -0.2005,4.95

boundary xvelocity 0 range 19.8,20.2 -0.2,4.95

##### **Étape 2 : Injection du coulis au nœud**

set flow=clear steady; **Mise en place de l'analyse avec fluide en régime stationnaire**

set flow=on

; **Identification des paramètres du coulis (masse volumique, seuil de cisaillement) fluid**

density=1600

fluid coh=3

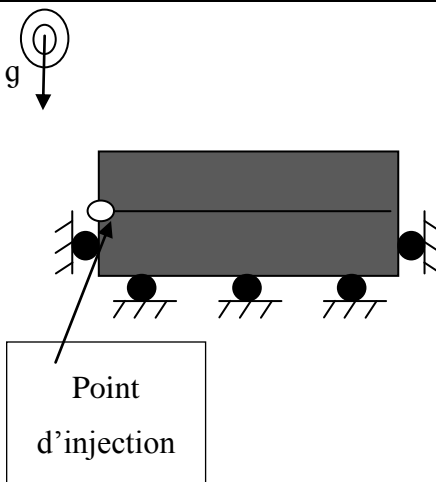


**; Injection d'un coulis sous pression au nœud (Pf)**

pfix ppressure 170000 range 9.8,10.2 4.8659,5.1668

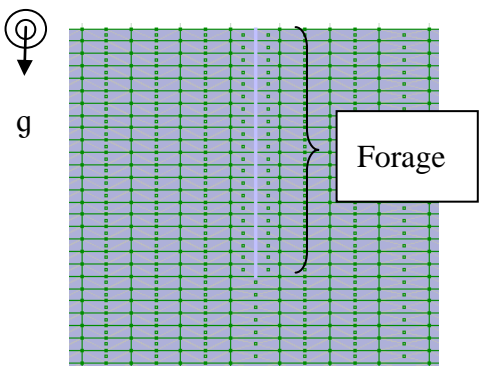
solve

Tableau B-5 : Modèle à deux blocs superposés –analyse de la distance du coulis d'injection

Modèle préliminaire 5	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
 <p>Point d'injection</p>	<p>Dimension du bloc 1 et 2 = 5 X 20m</p> <p>Masse volumique de la roche = 2700 kg/m<sup>3</sup></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = 4, 40 et 4000 GPa/m</p> <p><math>\Phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>\Psi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 10^\circ</math></p> <p><math>C_{\text{fracture}} = 0 \text{ et } 100 \text{ kPa}</math></p> <p><math>a_h \text{ fracture} = 0.1 \text{ mm}</math></p> <p>Masse volumique du coulis = 1000kg/m<sup>3</sup></p> <p><math>c_{\text{coulis}} = 0.1 \text{ Pa}</math></p> <p><math>\mu_{\text{coulis}} = 8.33\text{E-}10 \text{ Pa}\cdot\text{s}</math></p>

## ANNEXE C – MODÈLES – CODE NUMÉRIQUE

Tableau C-1 : Modèle 1 : familles de fractures verticales et horizontales

Géométrie du modèle	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
	<p>Masse volumique de la roche = <math>2700 \text{ kg/m}^3</math></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n \text{ et } K_s \text{ des fractures} = 40 \text{ GPa/m}</math></p> <p><math>\phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>a_{\text{résiduelle}} \text{ et } a_{\text{initiale}} = 0.000025\text{m et } 0.0001\text{m}</math></p>

**; Génération d'un modèle comportant un fluide en régime permanent**

config fluid

set flow clear steady off

**; Définition des paramètres géométriques du modèle**

round 0.05

edge 0.1

block 0,0 0,250 400,250 400,0;

**Dimension du modèle**

jregion id 1 50.0,50.0 50.0,250.0 350.0,250.0 350.0,50.0

jset angle 0 spacing 2.5 origin 200,210 range jregion 1; **Famille de fractures 1**

jset angle 90 spacing 10 origin 200,210 range jregion 1; **Famille de fractures 2**

crack (195,250) (195,200) join; **Génération des noeuds associés au forage d'injection**

jdelete

gen edge 10; **Génération des éléments finis (longueur maximale des arrêtes à 10m)**

gen edge 1 range region (67.5,132.5) (67.5,348.5) (382.5,348.5) (383.5,132.5)

**; Définition des paramètres de déformation élastique (module de Young et module de cisaillement) du roc**

;group zone 'User:gneiss dioritique'

;zone model elastic density 2.7E3 bulk 2.22222E10 shear 1.66667E10 range group 'User:gneiss dioritique'

**; Définition des paramètres géomécaniques des familles de fractures 1 et 2**

group joint 'User:joints verticaux foliation et diaclase' range 38.5,350.5 40.5,258.5 angle 89.0,91.0

group joint 'User:joints horizontaux' range 19.5,366.5 36.5,264.5 angle -1.0,1.0

joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 30 jperm 0.82 ares 2.5E-5 azero 1E-4 empb 1 expa 3 range group 'User:joints verticaux foliation et diaclase'

joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 30 jperm 0.82 ares 2.5E-5 azero 1E-4 empb 1 expa 3 range group 'User:joints horizontaux'

**; Définition des conditions aux frontières extérieures du modèle ( $\sigma_{xx}$ , 0,  $\sigma_{yy}$ ) + (0,0,0)\*x + (27000,0,27000)\*y**

insitu stress -6750000.0,0.0,-6750000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 27000.0,0.0,27000.0 szz -6750000.0 zgrad 0.0,27000.0 pp 0

boundary impermeable range -4.5,402.5 245.5,258.5; **frontière supérieure imperméable**

boundary xvelocity 0 range -3.5,2.5 -4.5,252.5; **frontière latérale gauche fixe**

boundary xvelocity 0 range 397.5,402.5 -10.5,253.5; **frontière latérale droite fixe**

boundary yvelocity 0 range -4.5,406.5 -3.5,4.5; **frontière inférieure fixe**

**; Application de la gravité**

set gravity=0.0 -10.0

**; Solution**

solve force 500

**;Injection de la passe 1, entre 35 et 40m de profondeur**

reset disp

**;Définition des paramètres du coulis (cohésion et masse volumique)**

fluid density=1627.0

fluid coh=1.15

set flow=on

**;Définition de l'ouverture maximale soit 40 fois l'ouverture initiale**

set capratio=40.0

**;Injection du coulis à 1 MPa aux nœuds correspondant à la passe du forage d'injection**

pfix ppressure 10.0E5 range 194.9,195.1 209.9,215.1

**;Solution**

solve force 500

**Injection de la passe 2, entre 30 et 35m de profondeur**

restore 1\_1\_Passe2\_2ini.sav

reset disp

**;Injection du coulis à 1 MPa aux nœuds correspondant à la passe du forage d'injection et remise à zéro des pressions de**

**;fluide aux nœuds correspondant à la passe précédente**

pfix ppressure 0.0E5 range 194.9064,195.0903 209.8286,215.1877

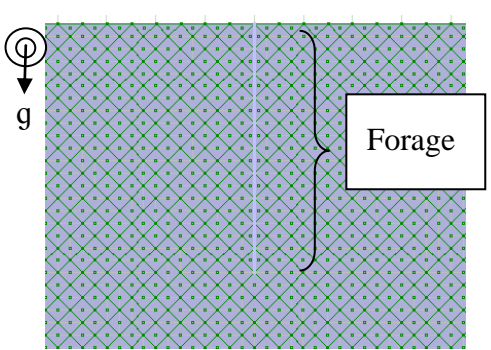
pfix ppressure 10.0E5 range 194.9064,195.0903 215.0024,220.01

**;Solution**

solve force 500

(...)

Tableau C-2 : Modele 2 : familles de fractures à pendage + et - 45°

Géométrie du modèle	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
	<p>Masse volumique de la roche = 2700 kg/m<sup>3</sup></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = 40 GPa/m</p> <p><math>\phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>a_{\text{résiduelle}}</math> et <math>a_{\text{initiale}} = 0.000025\text{m et } 0.0001\text{m}</math></p>

**;Définition d'un modèle comportant un fluide en régime permanent**

config fluid

set flow clear steady off

**;Définition des paramètres géométriques du modèle**

round 0.05

edge 0.1

block 0,0 0,250 400,250 400,0; **Dimension du modèle**

jregion id 1 100.0,125.0 100.0,250.0 300.0,250.0 300.0,125.0

jset angle 45 spacing 3.53 origin 200,210 range jregion 1; **Définition la famille de fractures 1 (angle de pendage, espacement)**

jset angle -45 spacing 3.53 origin 200,210 range jregion 1; **Définition la famille de fractures 2 (angle de pendage, espacement)**

crack (200.1,150.1) (224.9,124.9)

crack (202.5,152.5) (229.9,125.1)  
 crack (200,125 200,250) ; **Définition du plan associé au forage d'injection**  
 jdelete  
 gen edge 10 ; **Génération des éléments finis (longueur maximale des arrêtes à 10m)**  
 gen edge 1.0 range region (67.5,132.5) (67.5,348.5) (382.5,348.5) (383.5,132.5)

**; Définition des paramètres de déformation élastique (module de Young et module de cisaillement) du roc**

group zone 'User:gneiss dioritique'  
 zone model elastic density 2.7E3 bulk 2.22222E10 shear 1.66667E10 range group 'User:gneiss dioritique'

**;Définition des paramètres géomécaniques des familles de fractures 1 et 2**

group joint 'User:joints verticales foliation et diacase' range 93.5,321.5 101.5,260.5 angle -45.0,135.0  
 joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 30 jperm 0.82 ares 2.5E-5 azero 1E-4 empb 1 expa 3 range group 'User:joints  
 verticales foliation et diacase'

**;Définition des paramètres géomécaniques du forage d'injection**

group joint 'User:forage injection' range 196.5,205.5 118.5,252.5 angle 89.0,91.0  
 joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jcohesion 4e6 range group 'User:forage injection'

**;Définition des conditions aux frontières extérieures du modèle (  $\sigma_{xx}$ , 0,  $\sigma_{yy}$ ) + (0,0,0)\*x + (27000,0,27000)\*y**

insitu stress -6750000.0,0.0,-6750000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 27000.0,0.0,27000.0 szz -6750000.0 zgrad 0.0,27000.0 pp 0  
 boundary impermeable range -4.5,402.5 245.5,258.5 ; **frontière supérieure imperméable**  
 boundary xvelocity 0 range -3.4499,2.8087 -4.7199,252.5788; **frontière latérale gauche fixe**  
 boundary xvelocity 0 range 397.1015,402.6647 -10.2831,253.9696; **frontière latérale droite fixe**  
 boundary yvelocity 0 range -4.8407,406.1417 -3.3291,4.3203; **frontière latérale droite inférieure**

**; Application de la gravité**

set gravity=0.0 -10.0

**;Solution**

Solve

**;Injection de la passe 1, entre 35 et 40m de profondeur**

reset disp

**;Définition des paramètres du coulis (cohésion et masse volumique)**

fluid density=1627.0

fluid coh=1.15

set flow=on

**;Définition de la section perméable associée à la passe du forage d'injection**

group joint 'User:passe - portion impermeable' range 196.1,205.1 118.1,252.1 angle 89.0,91.0  
 group joint 'User:passe - portion permeable' range 196.7187,1.1 210.1,214.1 angle 89.0,91.0  
 joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 0 jcohesion 2e6 range group 'User:passe - portion imperm able'  
 joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 0 jcohesion 2e6 jperm 0.82 ares 5E-4 azero 5E-4 empb 1 expa 3 range  
 group 'User:passe - portion perm able'

**;Injection du coulis à 875 kPa**

pfix ppressure 8.75e5 range 199.9,200.1 209.9,215.1

**; Solution**

solve

**;Injection de la passe 2, entre 30 et 35m de profondeur**

group joint 'User:passe - portion impermeable' range 196.5,205.5 118.5,252.5 angle 89.0,91.0

group joint 'User:passe - portion permeable' range 196.5,205.5 215.5,219.5 angle 89.0,91.0

**Définition de la section perméable associée à la passe du forage**

joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 0 jcohesion 2e6 range group 'User:passe - portion imperm able'  
 joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 0 jcohesion 2e6 jperm 0.82 ares 5E-4 azero 5E-4 empb 1 expa 3 range  
 group 'User:passe - portion perm able'

**;Injection du coulis à 750 kPa**

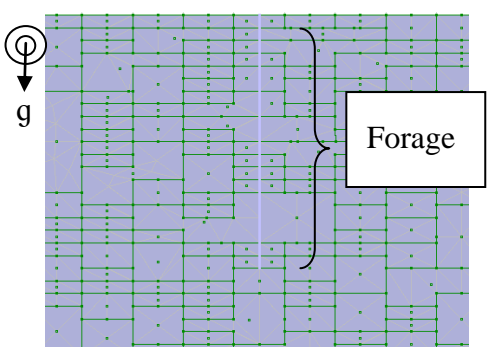
pfix ppressure 7.5e5 range 199.5,200.5 215.5,220.5

**; Solution**

solve

(...)

Tableau C-3 : modèle 3 : familles de fractures horizontales et verticales discontinues

Géométrie du modèle	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
	<p>Masse volumique de la roche = <math>2700 \text{ kg/m}^3</math></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = <math>40 \text{ GPa/m}</math></p> <p><math>\phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>a_{\text{résiduelle}}</math> et <math>a_{\text{initiale}} = 0.000025 \text{ m}</math> et <math>0.0001 \text{ m}</math></p>

**;Définition d'un modèle comportant un fluide en régime permanent**

config fluid

set flow clear steady off

**;Définition des paramètres géométriques du modèle**

round 0.05

edge 0.1

block 0,0 0,250 400,250 400,0 ; **Dimension du modèle**

jregion id 1 50.0,50.0 50.0,250.0 350.0,250.0 350.0,50.0

jset angle 0 trace 10,2 gap 0.1,1E-2 spacing 2.5 origin 200,210 range jregion 1; **Définition la famille de fractures 1 (angle de pendage, espacement)**jset angle 90 trace 20,4 gap 0.1,1E-2 spacing 10 origin 200,210 range jregion 1; **Définition la famille de fractures 2 (angle de pendage, espacement)**

jdelete

jdelete

crack (195,200) (195,250) join range jregion 1 **Génération des noeuds associés au forage d'injection**crack (190,240) (200,240) range jregion 1 **Génération de fractures supplémentaires**

crack (190,235) (200,235) range jregion 1

crack (180,230) (200,230) range jregion 1

crack (190,225) (210,225) range jregion 1

crack (190,220) (200,220) range jregion 1

crack (190,245) (220,245) range jregion 1

gen edge 10.0; **Génération des éléments finis (longueur maximale des arrêtes à 10m)**

gen edge 1.0 range 67.6541,327.9363 135.185,252.8437

**; Définition des paramètres de déformation élastique (module de Young et module de cisaillement) du roc**

group zone 'User:gneiss dioritique'

zone model elastic density 2.7E3 bulk 2.22222E10 shear 1.66667E10 range group 'User:gneiss dioritique'

**;Définition des paramètres géomécaniques des familles de fractures 1 et 2**

group joint 'User:joints verticales foliation et diacalse'

joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 30 jperm 0.82 ares 2.5E-5 azero 1E-4 empb 1 expa 3 range group 'User:joints verticales foliation et diacalse'

; new contact default

set jcondf joint model area jks=4E10 jkn=4E10 jfriction=30 jperm=0.82 ares=2.5E-5 azero=1E-4 empb=1 expa=3

**;Définition des conditions aux frontières extérieures du modèle (  $\sigma_{xx}$ , 0,  $\sigma_{yy}$ ) + (0,0,0)\*x + (27000,0,27000)\*y**

insitu stress -6750000.0,0.0,-6750000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 27000.0,0.0,27000.0 szz -6750000.0 zgrad 0.0,27000.0

boundary xvelocity 0 range -3.5,3.5 -7.5,252.5; **frontière latérale gauche fixe**boundary xvelocity 0 range 397.5,405.5 -3.5,252.5, **frontière latérale gauche fixe**boundary yvelocity 0 range -7.5,407.5 -4.5,4.5 ; **frontière supérieure droite fixe**boundary impermeable range -4.2247,5.5 248.5,262.5 ; **frontière supérieure imperméable**

**; Application de la gravité**

set gravity=0.0 -10.0

**; solution**

solve force 500.0

**;Injection de la passe 1, entre 35 et 40m de profondeur**

reset disp

**;Définition des paramètres du coulis (cohésion et masse volumique)**

fluid density=1627.0

fluid coh=1.15

set flow=on

**;Définition de l'ouverture maximale soit 40 fois l'ouverture initiale**

set capratio=40.0

**;Injection du coulis à 1.1 MPa**

pfix ppressure 11.0E5 range 194.9,1951 209.9,215.1

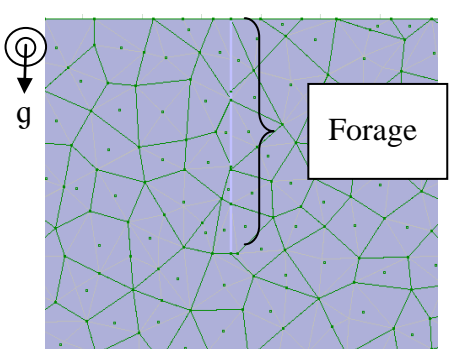
**; solution**

solve force 500

solve r\_typ local

(...)

Tableau C-4 : Modele 4 : familles de fractures construites selon la géométrie Voronoï

Géométrie du modèle	Paramètres mécaniques des fractures et du roc
	<p>Masse volumique de la roche = <math>2700 \text{ kg/m}^3</math></p> <p><math>E_{\text{roche intacte}} = 40 \text{ GPa}</math></p> <p><math>\nu_{\text{roche intacte}} = 0.2</math></p> <p><math>K_n</math> et <math>K_s</math> des fractures = <math>40 \text{ GPa/m}</math></p> <p><math>\phi_{\text{fracture}} = 0 \text{ ou } 30^\circ</math></p> <p><math>a_{\text{résiduelle}}</math> et <math>a_{\text{initiale}} = 0.000025\text{m}</math> et <math>0.0001\text{m}</math></p>

**;Définition d'un modèle comportant un fluide en régime permanent**

config fluid

**;Définition des paramètres géométriques du modèle**

round 0.4

edge 0.8

block 0,0 0,250 400,250 400,0; **Dimension du modèle**crack (50,250) (50,50) join ; **Génération des noeuds associés au forage d'injection**

crack (350,50) (350,250) join

crack (50,50) (350,50) join

crack (195,250) (195,210) join

**;Génération des fractures à l'aide de la fonction Voronoï dont les éléments ont une longueur moyenne de 8m**

vor edge 8.0004 round 0.4 range region (70.0308,112.1385) (70.0308,237.3692) (300.1846,237.3692) (300.1846,112.1385)

jdelete

gen edge 10.0 ; **Génération des éléments finis (longueur maximale des arrêtes à 10m)**

gen edge 1.0 range region (58.4719,59.311) (58.4719,245.2415) (344.3297,245.2415) (344.3297,59.311)

**; Définition des paramètres de déformation élastique (module de Young et module de cisaillement) du roc**

group zone 'roche:Granite'

zone model elastic density 2.7E3 bulk 2.22222E10 shear 1.66667E10 range group 'roche:Granite'

**;;Définition des paramètres géomécaniques des fractures**

```
group joint 'fracture:fracture'
joint model area jks 4E10 jkn 4E10 jfriction 30 jperm 0.82 ares 2.5E-5 azero 1E-4 range group 'fracture:fracture'
; new contact default
set jcondf joint model area jks=4E10 jkn=4E10 jfriction=30 jperm=0.82 ares=2.5E-5 azero=1E-4
```

**;;Définition des conditions aux frontières extérieures du modèle (  $\sigma_{xx}$ , 0,  $\sigma_{yy}$ ) + (0,0,0)\*x + (27000,0,27000)\*y**

```
insitu stress -6750000.0,0.0,0,-6750000.0 xgrad 0.0,0.0,0.0 ygrad 27000.0,0.0,27000.0 szz -6750000.0 zgrad 0.0,27000.0 pp 0
boundary impermeable range -4.1961,402.691 245.4106,258.455; frontière supérieure imperméable
boundary xvelocity 0 range -3.4499,2.8087 -4.7199,252.5788, frontière latérale gauche fixe
boundary xvelocity 0 range 397.1015,402.6647 -10.2831,253.9696, frontière latérale droite fixe
boundary yvelocity 0 range -4.8407,406.1417 -3.3291,4.3203, frontière inférieure fixe
```

**;; Application de la gravité**

```
set gravity=0.0 -10.0
```

**;; Solution**

```
solve r_typ local
```

**;;Injection de la passe 1, entre 35 et 40m de profondeur**

```
reset disp
set flow=clear steady
```

**;;Définition des paramètres du coulis (cohésion et masse volumique)**

```
fluid density=1627.0
```

```
fluid cohv=1.15
```

```
set flow=on
```

**;;Définition de l'ouverture maximale soit 40 fois l'ouverture initiale**

```
set capratio=40.0
```

**;;Injection du coulis à 1MPa**

```
pfix ppressure 1E6 range 194.5098,195.5279 212.2775,213.9258
```

**;; solution**

```
solve
```